

**Министерство науки и высшего образования
Российской Федерации
РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК**
Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН



НАУЧНЫЕ ТРУДЫ
VI МЕЖДУНАРОДНОЙ НАУЧНОЙ КОНФЕРЕНЦИИ
“Фундаментальные исследования и
инновационные технологии в
машиностроении”

Москва 2019

УДК 621.9
ББК 34.5

Редакционная коллегия:

академик Ганиев Р.Ф., д.т.н., проф. Глазунов В.А., академик Горячева И.Г., академик Фомин В.М., д.т.н., проф. Албагачиев А.Ю., д.т.н., проф. Романов А.Н., к.ф.-м.н. Хрущов М.М.

Научные труды VI Международной научной конференции “Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении”. – М.: ИМАШ РАН. – 2019. – 458 с.

В сборник включены доклады, представленные на VI Международной научной конференции “Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении”, проходившей с 26 по 27 ноября 2019 г. в Федеральном государственном бюджетном учреждении науки Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН.

Тематика докладов и научных сообщений, вошедших в настоящий сборник:

1. Робототехника и автоматизация технологических процессов.
2. Волновые технологии в машиностроении.
3. Инновационные технологии обработки конструкционных материалов
4. Трибология, триботехнологии и проблемы фреттинга.
5. Перспективные конструкционные материалы, наноматериалы и покрытия.

Организаторы конференции – Министерство науки и высшего образования Российской Федерации; Российская академия наук; Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления РАН; Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН; Российский национальный комитет по теории машин и механизмов; Межведомственный научный совет по трибологии; Российский союз научных и инженерных объединений (обществ); Ассоциация технологов–машиностроителей; Ассоциация инженеров–трибологов России.

Материалы сборника подготовлены к изданию оргкомитетом конференции на основе оригиналов авторских рукописей. Ответственность за достоверность сведений и хранение государственной или корпоративной тайны несут авторы публикаций.

ISBN 978-5-904282-08-0

© ФГБУН Институт машиноведения
им. А.А. Благонравова РАН, 2019

СОДЕРЖАНИЕ

№ п.п.		Стр.
	СПИСОК СТАТЕЙ	3
1.	<i>Ганиев Р.Ф.</i> НЕЛИНЕЙНАЯ ВОЛНОВАЯ МЕХАНИКА, ВОЛНОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ВОЛНОВОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ	17
2.	<i>Акимова О. В., Велигжанин А.А., Светогоров Р.Д., Бурханов С.Г., Горбунов С.В., Рошан Н.Р.</i> ИССЛЕДОВАНИЯ ИЗМЕНЕНИЙ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТВЕРДЫХ РАСТВОРОВ НА ОСНОВЕ ПАЛЛАДИЯ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ВОДОРОДА	25
3.	<i>Албагачиев А.Ю., Лизогуб В.А., Кушнир А.П.</i> МЕХАТРОННЫЙ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ШПИНДЕЛЬНЫЙ УЗЕЛ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ	28
4.	<i>Албагачиев А.Ю., Михеев А.В, Тананов М.А.</i> МЕТОД ИСПЫТАНИЯ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФРЕТТИНГЕ	31
5.	<i>Албагачиев А.Ю., Попов В.Л.</i> ФРЕТТИНГ ИЗНАШИВАЕМЫХ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ	33
6.	<i>Алексеев А.А., Большев К.Н.</i> УСТАНОВКА ИЗМЕРЕНИЯ СКОРОСТИ ТРЕЩИН	36
7.	<i>Алёшин А.К., Ковалева Н.Л., Фирсов Г.И.</i> РАЗРАБОТКА ПРОЦЕДУРЫ ОПЕРАТИВНОГО ДИАГНОСТИРОВАНИЯ МЕХАТРОННЫХ СИСТЕМ С МЕХАНИЗМАМИ ЦИКЛИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ	37
8.	<i>Алисин В.В.</i> КРИСТАЛЛЫ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ, ЛЕГИРОВАННЫЕ ЦЕРИЕМ, ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ	40
9.	<i>Алисин В.В.</i> ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА САМОСМАЗЫВАЮЩЕГОСЯ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКОГО КОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА	42
10.	<i>Архипов А.Е., Булатников В.А., Дородных А.А.</i> ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ МЕХАНИЗМОВ МЕХАТРОННОГО КОМПЛЕКСА	44
11.	<i>Базров Б.М.</i> ПОСТРОЕНИЕ СИСТЕМЫ КЛАССИФИКАЦИЙ СРЕДСТВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ	47
12.	<i>Белов В.Г., Королев К.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ НА СТУПЕНЧАТОЙ ОПРАВКЕ	49

13. *Бирюков В.П., Принц А.Н., Савин А.П., Татаркин Д.Ю.* 52
ОПРЕДЕЛЕНИЕ СВОЙСТВ ВЫСОКОЭНТРОПИЙНЫХ
И КВАЗИ- ВЫСОКОЭНТРОПИЙНЫХ СПЛАВОВ,
ПОЛУЧЕННЫХ ЛАЗЕРНЫМИ АДДИТИВНЫМИ
ТЕХНОЛОГИЯМИ
14. *Бирюков В.П., Савин А.П., Панов Д.В., Петровский В.Н.,
Принц А.Н., Ушаков Д.В.* 55
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОГО
УПРОЧНЕНИЯ НА ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ
ЗОН ЗАКАЛКИ И ИХ ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ
ХАРАКТЕРИСТИКИ
15. *Блинов Д.С., Носов А.С.* 58
ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ЛИНЕЙНЫЕ АКТУАТОРЫ НА
БАЗЕ БЕЗАЗОРНЫХ РОЛИКОВИНТОВЫХ
МЕХАНИЗМОВ ДЛЯ РОБОТОТЕХНИКИ
16. *Бобылев А.А.* 61
ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ
ЖЕСТКОГО ШТАМПА ПО ПОВЕРХНОСТИ УПРУГОЙ
ПОЛУПЛОСКОСТИ С ТРЕЩИНОЙ
17. *Бобырь М.В., Булатников В.А., Милостная Н.А.* 64
МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДА ОТНОШЕНИЯ
ПЛОЩАДЕЙ В МАТЛАВ SIMULINK ДЛЯ
РАСПОЗНОВАНИЯ ЦВЕТНЫХ МЕТОК
18. *Бобырь М.В., Дородных А.А., Якушев А.С.* 67
ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ МОДУЛЬ НА ПЛИС ДЛЯ
УСТРОЙСТВА УПРАВЛЕНИЯ ТЕРМОЭЛЕМЕНТОМ
19. *Большаков А.Н., Буяновский И.А., Левченко В.А.,
Самусенко В.Д., Бартко Р.В.* 70
ТВЕРДЫЕ УГЛЕРОДНЫЕ ПОКРЫТИЯ-ОРИЕНТАНТЫ
КАК КЛЮЧ К ПОВЫШЕНИЮ ЭФФЕКТИВНОСТИ
СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ МАСЕЛ
20. *Бородулин А.С., Калинин А.Н., Щербин С.Н., Алексеев
В.М.* 73
АРОМАТИЧЕСКИЙ ПОЛИЭФИРСУЛЬФОН ДЛЯ
СОЗДАНИЯ ПОЛИМЕРНЫХ
КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ С ВЫСОКИМИ
ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ
21. *Бровкова М.Б., Азиков Н.С.* 76
ДИНАМИЧЕСКИЙ МОНИТОРИНГ СЛОЖНОГО
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ, КАК
ЭЛЕМЕНТ ЦИФРОВОГО ПРОИЗВОДСТВА
22. *Броновец М.А.* 78
АНАЛИЗ СХЕМ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕНИЕ И ИЗНОС
НА ОРБИТЕ
23. *Буковский П.О.* 81
СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ
СВОЙСТВ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНЫХ
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ
24. *Буяновский И.А., Хрущов М.М., Левченко В.А., Самусенко
В.Д.* 82
ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРОВАНИЯ ТВЁРДЫХ УГЛЕРОДНЫХ
ПОКРЫТИЙ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА
ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ ПРИ СУХОМ И ГРАНИЧНОМ
ТРЕНИИ

25.	<i>Бырдин В.М.</i> СИНГУЛЯРНЫЕ ФИГУРЫ ТРАНСЦЕНДЕНТНЫХ И ВИРТУАЛЬНЫХ ФУНКЦИЙ И КРИВЫХ & АЛГЕБРАИЧЕСКАЯ РЕДУКЦИЯ, ОБРАТНОВОЛНОВОЙ АНЗАЦ	85
26.	<i>Воробьев Е.И.</i> ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ДИНАМИКИ ДВУРУКИХ РОБОТОВ С ПРОГРАММНЫМИ СВЯЗЯМИ	88
27.	<i>Воробьев Е.И., Михеев А.В., Дорофеев В.О.</i> РЕАЛИЗАЦИЯ ПОЛУАВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРОТЕЗАМИ РУК	89
28.	<i>Воробьев Е.И., Михеев А.В., Моргуненко К.О.</i> АЛГОРИТМ ПОСТРОЕНИЯ ПРОГРАММНЫХ ОТНОСИТЕЛЬНЫХ ДВИЖЕНИЙ МАНИПУЛЯЦИОННЫХ СИСТЕМ ДВУРУКИХ РОБОТОВ	92
29.	<i>Воробьев Е.И., Степанян И.В., Моргуненко К.О.</i> СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ДВУРУКИМ РОБОТОМ НА ОСНОВЕ НЕЙРОСЕТЕВОЙ ТЕХНОЛОГИИ	94
30.	<i>Воронин Н.А.</i> РАСЧЕТ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТВЕРДЫХ ПОКРЫТИЙ С УЧЕТОМ ПОДАТЛИВОСТИ МАТЕРИАЛА ПОДЛОЖКИ	96
31.	<i>Воронцов А.Л., Лебедева Д.А.</i> ИННОВАЦИОННАЯ ШТАМПОВКА ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С КОНИЧЕСКОЙ ДОННОЙ ЧАСТЬЮ КОМБИНИРОВАННЫМ ВЫДАВЛИВАНИЕМ	99
32.	<i>Воронцов А.Л., Никифоров И.А.</i> МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОГРЕССИВНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СТАКАНОВ С ФЛАНЦЕМ В ДОННОЙ ЧАСТИ ПРЯМЫМ ВЫДАВЛИВАНИЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОНТРУАНСОНА	102
33.	<i>Воронцов А.Л., Решиков Е.О.</i> ИННОВАЦИОННОЕ РАДИАЛЬНОЕ ВЫДАВЛИВАНИЕ ТРУБНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ВНУТРЕННИМ ВЫСТУПОМ	105
34.	<i>Гавриленков С.И., Гаврюшин С.С.</i> АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕНЗОРЕЗИСТОРНЫХ СИЛОИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ДАТЧИКОВ	108
35.	<i>Ганиев Р.Ф., Жебынев Д.А., Фельдман А.М.</i> О ВОЗБУЖДЕНИИ НЕЛИНЕЙНЫХ КОЛЕБАНИЙ КОНЕЧНОЙ АМПЛИТУДЫ В НИЗКОНАПОРНОМ ПОТОКЕ ЖИДКОСТИ С ПОМОЩЬЮ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ГЕНЕРАТОРА КОЛЕБАНИЙ	111
36.	<i>Ганиев Р.Ф., Сайфуллин И.Ш.</i> ВОЛНОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ДЛЯ ИНТЕНСИФИКАЦИИ И ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССОВ НЕФТЕДОБЫЧИ, НЕФТЕОТДАЧИ ПЛАСТОВ, НЕФТЕПОДГОТОВКИ, НЕФТЕПЕРЕРАБОТКИ И НЕФТЕХИМИИ	114

37. *Ганиев С.Р., Бутикова О.А., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Кочкина Н.Е., Курменев Д.В.* 117
ВОЛНОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ
ПРОЛОНГИРОВАННОГО ВЫДЕЛЕНИЯ
БИОЛОГИЧЕСКИ АКТИВНЫХ СОЕДИНЕНИЙ
38. *Гетман А.Ф.* 119
СИСТЕМНАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПРОЧНОСТИ:
МЕТОДОЛОГИЯ, МЕТОДЫ, ТЕХНОЛОГИИ И
НЕКОТОРЫЕ ПРИМЕРЫ ПРАКТИЧЕСКОГО
ПРИМЕНЕНИЯ
39. *Глазунов В.А., Серков Н.А., Орло А.В.в, Алешин А.К., Рашоян Г.В., Скворцов С.А., Шалюхин К.А.* 125
ПРЕЦИЗИОННЫЙ МЕХАНИЗМ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ
СТРУКТУРЫ ДЛЯ МИКРОПЕРЕМЕЩЕНИЙ
ОБЪЕКТОВ В НАНОДИАПАЗОНЕ
40. *Горячева И.Г.* 128
МОДЕЛИРОВАНИЕ НАКОПЛЕНИЯ КОНТАКТНО-
УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ И ИЗНАШИВАНИЯ
41. *Гриб В.В., Маренков И.Г.* 131
АНАЛИЗ ОТКАЗОВ И РАЗРАБОТКА МЕТОДА
ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ ПРИ
ПРОЕКТИРОВАНИИ ЗУБЧАТЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ
42. *Грызлова Т.П., Ерпалов А.В., Гадолина И.В., Плотников Е.В., Мартыненко А.А.* 133
АНАЛИЗ ВОЗМОЖНЫХ ПОДХОДОВ К
РАССМОТРЕНИЮ НАГРУЖЕННОСТИ В СЛУЧАЕ
УЗКОПОЛОСНОГО СЛУЧАЙНОГО ПРОЦЕССА.
МЕТОД ПОЛУВОЛН
43. *Грядунов С.С., Сиваков В.В.* 136
ИЗНАШИВАНИЕ ХРОМОВАНИДИЕВЫХ СПЛАВОВ
ПРИ ТРЕНИИ С УДАРОМ ПО АБРАЗИВНОЙ
ПОВЕРХНОСТИ
44. *Даровской Г.В.* 139
МОДЕРНИЗАЦИЯ РОЛИКОВЫХ МАШИН ТРЕНИЯ
ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ СМАЗОЧНЫХ
МАТЕРИАЛОВ
45. *Дашевский И.Н.* 141
ОЦЕНОЧНАЯ МОДЕЛЬ ВЛИЯНИЯ НАПРАВЛЕНИЯ
НАГРУЗКИ НА СТАБИЛЬНОСТЬ ДЕНТАЛЬНОГО
ИМПЛАНТАТА
46. *Дашевский И.Н.* 143
РАСЧЕТ ЭНЕРГИИ СВЯЗИ КОМПОНЕНТОВ
ПОКРЫТИЯ ИМПЛАНТАТА С ПОДЛОЖКОЙ ИЗ
ПЕРВЫХ ПРИНЦИПОВ
47. *Дашевский И.Н.* 145
СРАВНЕНИЕ ДВУХ ПОДХОДОВ ПРИ
ПЕРСОНАЛИЗИРОВАННОМ БИОМЕХАНИЧЕСКОМ
АНАЛИЗЕ ИМПЛАНТАЦИИ НА НИЖНЕЙ ЧЕЛЮСТИ
48. *Джомартов А.А., Тулешов А.К., Джамалов Н.К., Сейдахмет А.Ж., Темирбеков Е.С.* 147
МОДЕЛИРОВАНИЕ КРИВОШИПНОГО ПРЕССА НА
БАЗЕ РЫЧАЖНОГО МЕХАНИЗМА 4-ГО КЛАССА НА
AUTODESK INVENTOR

49. *Дроган Е.Г., Бурлакова В.Э.* 150
ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ХЕЛАТНЫХ МОНОМЕРОВ
МЕТАЛЛОВ В КАЧЕСТВЕ ПРЕДШЕСТВЕННИКОВ
НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ
СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА
50. *Дроздова Е.И., Лукина И.Н., Черногорова О.П.* 153
ТЕРМИЧЕСКАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ
МЕТАЛЛОМАТРИЧНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ
МАТЕРИАЛОВ, АРМИРОВАННЫХ ЧАСТИЦАМИ
СВЕРХУПРУГОГО СВЕРХТВЕРДОГО УГЛЕРОДА
51. *Думанский А.М., Алимов М.А.* 156
СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДЕФОРМАЦИОННЫХ
СВОЙСТВ УГЛЕПЛАСТИКОВ
52. *Ерофеев В.И., Колесов Д.А., Крупенин В.Л.* 159
ДИСПЕРСИЯ, ЗАТУХАНИЕ И НЕЛИНЕЙНОСТЬ ПРИ
РАСПРОСТРАНЕНИИ ВОЛН В МЕТАМАТЕРИАЛАХ,
ЗАДАВАЕМЫХ КАК ЦЕПОЧКА «МАССА-В-МАССЕ»
53. *Ерохин М.Н., Леонов О.А., Катаев Ю.В., Вергазова Ю.Г.* 162
ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА ПОСАДОК
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ СО ШПОНКОЙ
ДЛЯ РЕДУКТОРОВ СЕЛЬХОЗТЕХНИКИ
54. *Жачкин С.Ю., Трифонов Г.И.* 165
ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВЕННО-ТОЧНОСТНЫХ
ХАРАКТЕРИСТИК ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ
ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ
55. *Женнари К., Кальяри И., Фролова А.В., Столяров В.В.* 168
(*Genparsi C., Calliari I., Frolova A., Stolyarov V.*)
ELECTROPLASTIC EFFECT IN DUPLEX STAINLESS
STEEL UNDER TENSION
56. *Жолнин А.Г., Курчатов И.М., Столяров В.В.* 170
О МЕХАНИЗМАХ СНИЖЕНИЯ ИЗНОСА В
НАНОКОМПОЗИТЕ Al_2O_3 / ГРАФЕН, ПОЛУЧЕННОМ
МЕТОДОМ ПЛАЗМЕННО-ИСКРОВОГО СПЕКАНИЯ
57. *Завойчинская Э.Б.* 174
ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПРОТЯЖЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИОННОМ
НАГРУЖЕНИИ
58. *Задошенко Е.Г.* 177
ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПАРЫ ТРЕНИЯ
СТАЛЬ-СТАЛЬ В ПРИСУТСТВИИ НАНОРАЗМЕРНЫХ
ДОБАВОК МЕДИ
59. *Зайнетдинов Р.И., Гадолина И.В.* 178
РАЗРАБОТКА МЕТОДА УСКОРЕНИЯ ВНЕДРЕНИЯ
ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ
60. *Зернин М.В.* 181
РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА
ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ ПО
СИСТЕМЕ КРИТЕРИЕВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ И
ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ
61. *Иванов А.А., Бочкарев П.Ю.* 184
ФОРМАЛИЗАЦИЯ УПРАВЛЕНИЯ РЕАЛИЗАЦИЕЙ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ С УЧЕТОМ ДИНАМИКИ
МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ ПРОИЗВОДСТВ ПРИ
НАЛИЧИИ ДИРЕКТИВНЫХ СРОКОВ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

62. *Иванов Г.Ю., Фролов А.Д.* 187
ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВОЙ ПАЙКИ В СБОРКЕ
ЮВЕЛИРНЫХ ИЗДЕЛИЙ
63. *Иванов К.С.* 189
ОСНОВЫ ТЕОРИИ САМОРЕГУЛИРУЮЩИХСЯ
АДАПТИВНЫХ МЕХАНИЗМОВ
64. *Иванов С.В., Попадъин Н.И.* 192
ПРОМЫШЛЕННЫЕ ЗАЩИТНЫЕ
ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
65. *Извеков Ю.А. (Izvekov Y.A.)* 195
QUANTITATIVE EVALUATION ALGORITHM FOR
TECHNICAL SYSTEM RELIABILITY
66. *Калита В.И., Прибытков Г.А., Комлев Д.И., Коржова
В.В., Радюк А.А., Барановский А.В., Михайлова А.Б.,
Иванников А.Ю., Алпатов А.В., Криницын М.Г.* 197
ПЛАЗМЕННЫЕ КЕРМЕТНЫЕ ПОКРЫТИЯ TiC-R6M5 и
TiC-NiCrSiB
67. *Калошкин С.Д., Данилов В.Д., Шитов Г.М., Усов П.П.,
Рева Н.Н.* 199
ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ И
ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛИМЕРНЫХ
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ
ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ СВЯЗУЮЩИХ И
НАНОДЕСПЕРСНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ
68. *Калошкин С.Д., Усов П.П., Шитов Г.М., Данилов В.Д.* 202
ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ
ПОДШИПНИКОВЫХ ОПОР НА ПОЛИМЕРНЫХ
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ПОЗИЦИИ
КОНТАКТНО-ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ
69. *Каплунов С.М., Марченко Е.А., Хрущов М.М., Панов В.А.* 205
ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И
ФРЕТТИНГОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ
СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ТИТАНА, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ В
ТЕПЛООБМЕННОМ ОБОРУДОВАНИИ
70. *Кассин Д.А., Гаврилина Л.В., Сухоруков Р.Ю.* 208
АВТОМАТИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО
ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЗАГОТОВОК
ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ
ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ В ИЗОТЕРМИЧЕСКИХ
УСЛОВИЯХ
71. *Козлов Д.А., Куксенова Л.И.* 211
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИОННОЙ
ИМПЛАНТАЦИИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ
КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 30XГСН2А В
УСЛОВИЯХ ВЫСОКОГО НАГРУЖЕНИЯ
72. *Кокорин В.Н., Илюшкин М.В., Подмарев Д.Р., Мишов Н.В.,
Шиллер Н.П., Кураמיшина Л.Р.* 213
МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА
ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ ЛИСТОВОГО
МЕТАЛЛОПРОКАТА
73. *Кокорин В.Н., Ю.А.Титов, Шиллер Н.П., Мишов Н.В.,
Курамишина Л.Р.* 215
ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ОБЪЕМНЫХ
НАНОДИСПЕРСИЙ

74.	<i>Кондратенко Л.А., Миронова Л.И.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРА ДВИЖЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЪЕКТА ПРИ УЧЕТЕ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ В СИЛОВЫХ ЛИНИЯХ	217
75.	<i>Кондратьев И.М., Шитов А.М., Янтовский А.В.</i> МЕТОД ИНТЕГРАЦИИ УНИВЕРСАЛЬНЫХ СТАНКОВ В СИСТЕМУ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО МОНИТОРИНГА	220
76.	<i>Корнаев А.В., Савин Л.А., Фетисов А.С., Зарецкий Р.К., Казаков Ю.Н., Корнаева Е.П.</i> РАЗРАБОТКА ТРИБОМЕХАТРОННОГО ЛАБОРАТОРНОГО КОМПЛЕКСА С ВОЗМОЖНОСТЬЮ МАШИННОГО ОБУЧЕНИЯ В РЕЖИМЕ РЕАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ	222
77.	<i>Корнеев А.С.</i> РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ГЕНЕРАТОРА КОЛЕБАНИЙ ВИХРЕВОГО ТИПА	225
78.	<i>Корольков О.Е., Угурчиев У.Х., Шляпин А.Д., Столяров В.В.</i> ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ ИЗГИБОМ ТИТАНОВЫХ ИМПЛАНТАТОВ	228
79.	<i>Кравченко И.Н., Карцев С.В., Чеха Т.А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ НАПЫЛЕНИЯ НА АДГЕЗИОННУЮ ПРОЧНОСТЬ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ ПОВЫШЕННОЙ ТОЛЩИНЫ	231
80.	<i>Кравчук К.С., Воронин Н.А.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДОМ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ИНДЕНТИРОВАНИЯ И СКЛЕРОМЕТРИИ	235
81.	<i>Крохмаль Н.Н.</i> АЛГОРИТМ И ПРОГРАММНАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ КИНЕМАТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА МЕХАНИЗМА ТИПА ВСЦВ НА ОСНОВЕ ЕГО СТРУКТУРНЫХ СВОЙСТВ	238
82.	<i>Куксенова Л.И., Поляков С.А., Кулешова Е.М., Хренникова И.А.</i> ОЦЕНКА РЕСУРСА ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ СОПРЯЖЕНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ В СВЯЗИ С ВИДОМ ЗАВИСИМОСТИ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ОТ НАГРУЗКИ	241
83.	<i>Кулаков О.И., Албагачиев А.Ю.</i> МОДЕРНИЗАЦИЯ МАШИНЫ ТРЕНИЯ ИИ 5018	244
84.	<i>Кулемин А.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВОРОТА УСТАЛОСТНОЙ ТРЕЩИНЫ НА СКОРОСТЬ ЕЁ РОСТА В КРЕСТООБРАЗНОМ ОБРАЗЦЕ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА	246
85.	<i>Кушнир А.П., Бугров Ю.Н.</i> ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТРУКТУРНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ РЕАКТИВНОЙ ЭНЕРГИИ НА ОСНОВЕ СИММЕТРИЧНО УПРАВЛЯЕМЫХ ИНВЕРТОРНЫХ ПЕРЕКЛЮЧАТЕЛЕЙ	249

86. *Кушнир А.П., ЗайнЭльдин А., Макаров М.А.* 251
(*Kushnir A.P., ZainAldeen A., Makarov M.A.*)
SIMULATION OF A DYNAMIC MECHATRONIC SYSTEM
87. *Леонов О.А., Шкаруба Н.Ж.* 253
РАСЧЕТ ДОПУСКА ПОСАДКИ С ЗАЗОРОМ ПО
МОДЕЛИ ПАРАМЕТРИЧЕСКОГО ОТКАЗА
88. *Лунева М.Ю., Бобырь М.В.* 258
ИССЛЕДОВАНИЕ ЛИНЕЙНОГО ДЕФАЗЗИФИКАТОРА
ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ РОБОТОМ–МАНИПУЛЯТОРОМ
89. *Малафеев С.И., Копейкин А.И., Малафеев С.С.* 259
ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ НАДЕЖНОСТИ
СИСТЕМЫ «ВАЛ – ПОДШИПНИК»
90. *Малафеев С.И., Малафеева А.А., Дудулин А.Л.* 262
МЕХАТРОННАЯ СИСТЕМА С СИНХРОННЫМ
РЕАКТИВНЫМ ДВИГАТЕЛЕМ
91. *Малафеев С.И., Малафеева А.А.* 264
МОДЕЛИ ТРЕНИЯ И КОРРЕКЦИЯ В МЕХАТРОННЫХ
СИСТЕМАХ
92. *Маслов С.В., Зацаринный В.В., Кукушинов А.И.* 268
ОЦЕНКА ПОВРЕЖДАЕМОСТИ КОНСТРУКТИВНЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ АЭС С УЧЁТОМ РАССЕЯНИЯ
МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ
НЕСТАЦИОНАРНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ
ВОЗДЕЙСТВИЯХ
93. *Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л. В.* 272
ИССЛЕДОВАНИЕ НЕЛИНЕЙНЫХ ЭФФЕКТОВ
РАЗРУШЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С УЧЕТОМ
ТЕМПЕРАТУРЫ И АНИЗОТРОПИИ СВОЙСТВ
94. *Меделяев И.А.* 274
МОДЕЛЬ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ В СОПРЯЖЕНИЯХ
ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ
95. *Меркулов А.В., Шкель А.С., Харитонова К.Ю.* 277
НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ОРИЕНТАЦИИ И
СТАБИЛИЗАЦИИ ВРАЩАЮЩЕГОСЯ ОБЪЕКТА НА
ЭТАПАХ РАСКРУТКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ЭФФЕКТОВ
96. *Митряшина Е.О., Минаева Н.И.* 280
СВАРИВАЕМОСТЬ РАЗНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ
ПРИ ИМПУЛЬСНО-ЛАЗЕРНОЙ СВАРКЕ
97. *Мустафаев Э.С., Нэй Х.А.* 282
УПРОЧНЕНИЕ И ЗАТОЧКА РЕЖУЩЕГО
ИНСТРУМЕНТА БЫСТРЫМИ АТОМАМИ АЗОТА И
АРГОНА
98. *Мышечкин А.А., Минин А.В.* 285
ИССЛЕДОВАНИЕ И ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ
ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА
ВОЛОЧЕНИЯ КВАДРАТНОЙ ПРОВОЛОКИ
99. *Назарьев А.В., Бочкарёв П.Ю.* 287
ФОРМИРОВАНИЕ ПРИНЦИПОВ И МОДЕЛЕЙ
РЕАЛИЗАЦИИ КОМПЛЕКСНОГО ПОДХОДА К
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКЕ
ПРОИЗВОДСТВА ВЫСОКОТОЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ

100.	<i>Нахатакян Ф.Г.</i> РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИЗНОСА ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПЕРЕКОСЕ	290
101.	<i>Нелюб В.А., Федоров С.Ю., Бурченкова Т.Д.</i> РАЗРАБОТКА РЕЖИМОВ ПРОВЕДЕНИЯ СВАРКИ УГЛЕРОДНЫХ ЛЕНТ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ СОЗДАНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТОВ	293
102.	<i>Новикова А.А., Саломатина А.И.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НАНОЧАСТИЦ CuO-SnO ₂ -Ag В КАЧЕСТВЕ ДОБАВОЧНОГО МАТЕРИАЛА В ЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ	295
103.	<i>Одинцев И.Н., Плугатарь Т.П., Плотников А.С.</i> ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ДРОБЕСТРУЙНОЙ ОБРАБОТКИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ОБРАЗЦОВ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА	297
104.	<i>Памфилов Е.А., Буглаев А.М.</i> ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ШТАМПОВ ДЛЯ ШТАМПОВКИ СЛОИСТЫХ ПЛАСТИКОВ	299
105.	<i>Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А.</i> ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ НЕПОДВИЖНЫХ РАЗЪЕМНЫХ СОЕДИНЕНИЙ	302
106.	<i>Панайоти В.А., Мешков В.В., Есенгалиев Е.Г.</i> ВЛИЯНИЕ ТСМ НА ТЕМПЕРАТУРУ ПРИ ЗАТОЧКЕ ИНСТРУМЕНТА ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ РАЗЛИЧНОЙ ЗЕРНИСТОСТИ	305
107.	<i>Пановко М.Я.</i> ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИИ ВХОДНОЙ ГРАНИЦЫ СМАЗОЧНОЙ ПЛЁНКИ НА ПАРАМЕТРЫ УПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО КОНТАКТА ПРОФИЛИРОВАННОГО РОЛИКА	307
108.	<i>Пахомов М.А., Столяров В.В.</i> ИННОВАЦИИ В ОБЛАСТИ ВОЗОБНОВЛЯЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ ЭНЕРГИИ	310
109.	<i>Пахомов М.А., Столяров В.В.</i> МЕЖДУНАРОДНЫЙ ОПЫТ В СФЕРЕ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ	311
110.	<i>Петрова И. М., Филимонов М. А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ КРИВОШИПНО-ШАТУННОГО МЕХАНИЗМА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЗАЗОРОВ В СОПРЯЖЕНИИ	314
111.	<i>Печейкина М.А., Митряева О.Е.</i> СИНТЕЗ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПРОЦЕССАМИ НАНЕСЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ	316
112.	<i>Пилюшина Г.А.</i> СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЛЕСОПРОМЫШЛЕННЫХ МАШИН	319

113. *Попов А.Г., Марковцев В.А., Храмов М.А.* 322
ПОПЕРЕЧНОЕ ГОФРИРОВАНИЕ СТАЛЬНОГО
ЛИСТА ВО ВРАЩАЮЩИХСЯ РОТОРАХ С
ВЫСТУПАМИ
114. *Правоторова Е.А., Скворцов О.Б.* 324
ВЕРОЯТНОСТНОЕ ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРИ
СТАТИСТИЧЕСКОЙ ОЦЕНКЕ ВИБРАЦИОННЫХ
СИГНАЛОВ
115. *Приходько А.А., Коптева А.А.* 327
РАЗРАБОТКА ПЕРЕМЕШИВАЮЩЕГО УСТРОЙСТВА
С НЕРАВНОМЕРНЫМ ДВИЖЕНИЕМ РАБОЧЕГО
ОРГАНА
116. *Пугачев М.С., Воронин Н.А.* 329
ОЦЕНКА ТВЕРДОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ
УПРОЧНЕННОЙ ЗАЩИТНЫМ ПОКРЫТИЕМ
117. *Путинцев С.В., Пилацкая С.С.* 332
ОБОСНОВАНИЕ ПОСТАНОВКИ ЗАДАЧИ ОБ
ИДЕНТИФИКАЦИИ ПРЕИМУЩЕСТВЕННОГО
МЕХАНИЗМА МАСЛОСНАБЖЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ
ЦИЛИНДРОПОРШНЕВОЙ ГРУППЫ БЫСТРОХОДНЫХ
ДВС
118. *Раков Д.Л., Бфрденхаген А.* 335
(*Rakov D., Vardenhagen A.*)
APPLAY OF ADVANCED MORPHOLOGICAL
APPROACH FOR CREATION OF INNOVATIVE
TECHNOLOGIES AND ENGINEERING SYSTEMS
119. *Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В., Печейкина
М.А., Митряева О.Е.* 338
МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ ПОДХОД ДЛЯ
АВТОМАТИЗАЦИИ ИННОВАЦИОННЫХ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
120. *Решетникова Е.П., Бочкарев П.Ю.* 341
СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СИСТЕМЫ
ПЛАНИРОВАНИЯ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ
ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ КОМПЛЕКСА КОНТРОЛЬНО-
ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕДУР
121. *Родионова Н.А.* 343
БАЗИРУЮЩИЕ МОДУЛИ ПОВЕРХНОСТЕЙ КЛАССА
311
122. *Родичев А.Ю., Паничкин А.В., Токмакова М.А., Горин А.В.* 346
ФОРМИРОВАНИЕ ПЛЕНОЧНЫХ
АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА
ПОВЕРХНОСТЯХ ТРЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН
123. *Родичев А.Ю., Грядунова Е.Н., Горин А.В., Токмаков Н.В.* 349
ВЛИЯНИЕ СИЛ ИНЕРЦИИ НА АДГЕЗИЮ
НАНЕСЕННОГО ПОКРЫТИЯ
124. *Романов А.Н., Фатьянов К.Ю.* 351
ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ
КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ИХ
НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ПРИ СТАТИЧЕСКОМ И
ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

125. *Романов А.Н., Филимонова Н.И.* 353
КИНЕТИКА ИСТИННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ
КВАЗИСТАТИЧЕСКОМ РАЗРУШЕНИИ
РАЗУПРОЧНЯЮЩЕЙСЯ СТАЛИ ПРИ ПОВЫШЕННОЙ
ТЕМПЕРАТУРЕ
126. *Роцин М.Н.* 356
ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ
КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА Ф4УВ15 ПРИ
СМАЗКЕ МОРСКОЙ ВОДОЙ
127. *Роцин М.Н.* 358
ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ
НОВЫХ УГЛЕРОДОСОДЕРЖАЩИХ МАТЕРИАЛОВ
ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ
128. *Русин Н.М., Скоренцев А.Л.* 360
ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ НА
ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЕЧЁННОГО
СПЛАВА (Al-12Si)-40Sn
129. *Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Сахвадзе Г.Г.* 363
ТЕРМОРЕЛАКСАЦИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ,
ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ ЛАЗЕРНО-УДАРНО-ВОЛНОВОЙ
ОБРАБОТКЕ ЖАРОПРОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ
130. *Сахвадзе Г.Ж., Киквидзе О.Г., Сахвадзе Г.Г.* 366
ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ЛАЗЕРНО-
УДАРНО-ВОЛНОВОЙ ОБРАБОТКИ ДЛЯ
ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ
ОБРАЗЦОВ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ
131. *Свирский Ю.А., Баутин А.А., Лукъянчук А.А., Басов В.Н.* 369
МОДЕЛЬНЫЕ КРИВЫЕ: ПРОСТОЙ СПОСОБ УЧЁТА
СЛОЖНЫХ ЭФФЕКТОВ
132. *Сергеев А.М., Журавлева Ю.А., Микаева С.А.* 371
ИССЛЕДОВАНИЕ АНАЛОГА И КОНСТРУКЦИЯ
МАКЕТА ПЛАТЫ БОЛЕЕ ПРОСТОГО
ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ДЛЯ КУРСОВ РОБОТОТЕХНИКИ В
СРЕДНЕМ ОБРАЗОВАНИИ
133. *Серопян С.А., Сайков И.В., Алымов М.И.* 373
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ
СМЕСЕЙ МЕТАЛЛОВ И ФТОРОПЛАСТА
134. *Сиваков В.В., Грядунов С.С.* 374
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОВЕДЕНИЯ
ИСПЫТАНИЙ НА АБРАЗИВНОЕ ИЗНАШИВАНИЕ
135. *Скворцов О.Б.* 376
ВИБРАЦИОННЫЙ МОНИТОРИНГ ОБОРУДОВАНИЯ В
УСЛОВИЯХ ШИРОКОПОЛОСНОЙ
ВИБРОАКУСТИЧЕСКОЙ АКТИВНОСТИ
136. *Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н.* 379
РАЗРАБОТКА КОМПЛЕКСА ИСПЫТАТЕЛЬНЫХ
СТЕНДОВ ДЛЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ
ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ
137. *Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н., Широбоков О.В., Горбунов
А.В., Желтышев О.И.* 382
ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ
ПОДШИПНИКОВ ЭЛЕКТРОНАСОСНЫХ АГРЕГАТОВ
АКТИВНОЙ СИСТЕМЫ ТЕРМОРЕГУЛИРОВАНИЯ
КОСМИЧЕСКИХ АППАРАТОВ

138. *Смоленцев А.Н., Афонин В.Л.* 385
АНАЛИЗ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И ДИНАМИЧЕСКИХ
ВОЗМОЖНОСТЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ,
ПОСТРОЕННОГО НА ОСНОВЕ ВРАЩАТЕЛЬНО-
ЛИНЕЙНЫХ МОДУЛЕЙ
139. *Соловьев В.В., Соколов А.В., Головков А.Е. Салтыков А.С.,
Гасанова Н.В.* 388
ИННОВАЦИОННЫЕ РАЗРАБОТКИ ПОЛУЧЕНИЯ
ИМПОРТОЗАМЕЩАЮЩЕЙ СМАЗОЧНО-
ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ ДЛЯ ПРЕДПРИЯТИЙ
МАШИНОСТРОЕНИЯ
140. *Соловьев В.В., Соколов А.В. Ткаченко И.К. Вахромеева
О.В. Головков А.Е.* 391
ИНТЕНСИФИКАЦИЯ НАУЧНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ В
ОБЛАСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАЩИТНЫХ
ВОДОВЫТЕСНЯЮЩИХ СОСТАВОВ ДЛЯ
ПРЕДПРИЯТИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ
141. *Статников И.Н., Фирсов Г.И.* 394
ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ
ГОРНОТРАНСПОРТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ
МЕТОДОМ ПЛАНИРУЕМОГО ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО
ЭКСПЕРИМЕНТА
142. *Сташенко В.И., Скворцов О.Б., Троицкий О.А.* 397
ОСОБЕННОСТИ ВОЗБУЖДЕНИЯ УДАРНЫХ ВИБРО-
АКУСТИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ В ПРОВОДНИКАХ ПРИ
ВОЗДЕЙСТВИИ ИМПУЛЬСОВ ТОКА
143. *Столяров В.В.* 400
ФЕНОМЕНОЛОГИЯ И СТРУКТУРНЫЕ АСПЕКТЫ
ФРЕТТИНГ-ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ
ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА
144. *Сухоруков Р.Ю., Морозов С.В.* 403
ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА АСУ ТП
ИЗОТЕРМИЧЕСКОГО РОТАЦИОННОГО
ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ
ЗАГОТОВОК ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ
СПЛАВОВ
145. *Туманов Н.В., Воробьева Н.А., Митина Ю.Л.,
Калашишникова А.И.* 406
ВЛИЯНИЕ МИКРОТЕКСТУРЫ НА КИНЕТИКУ
ТРЕЩИН МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ В ДИСКАХ
АВИАДВИГАТЕЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ
146. *Угурчиев У.Х., Н.Н. Новикова, Иванов А.М.* 409
СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КОНСТРУКЦИОННЫХ
СТАЛЕЙ ПОСЛЕ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ И
ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ
147. *Угурчиев У.Х., Фролова А.В., Новикова Н.Н., Пахомов
М.А., Столяров В.В.* 412
ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКИЙ ЭФФЕКТ В
НЕРЖАВЕЮЩЕЙ АУСТЕНИТНО-ФЕРРИТНОЙСТАЛИ
148. *Фесенко Т.Н., Дронова Е.А.* 414
ВЕРИФИКАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ
ВИБРАЦИИ ПУЧКОВ ТРУБ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ.

149.	<i>Филимонов В.И., Кондратьев Е.Д., Филимонов А.В.</i> АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ УПРАВЛЕНИЕ УЧАСТКОМ ПРОФИЛИРОВОЧНЫХ ЛИНИЙ	417
150.	<i>Филимонов В.И., Кондратьев Е.Д., Чернов Н.А.</i> (<i>Filimonov V.I., Kondratiev E.D., Chernov N.A.</i>) DESIGN PROCEDURES IN CREATING ROLL-FORMING TOOL OUTFIT	420
151.	<i>Хасьянова Д.У.</i> ВИДЫ СОЕДИНЕНИЙ ТРУБОПРОВОДОВ В КОНСТРУКЦИЯХ ГИДРО- И ПНЕВМОСИСТЕМ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА.	423
152.	<i>Хасьянова Д.У., Хасьянов У.</i> ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЭФФЕКТА ПАМЯТИ ФОРМЫ В СИЛОВЫХ РАЗЪЁМАХ	425
153.	<i>Хрущов М.М., Марченко Е.А., Антонова О.С., Суляндзига Д.А.</i> ПОКРЫТИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ МАГНЕТРОННЫМ РАСПЫЛЕНИЕМ КРЕМНИЯ В СМЕСЯХ АЦЕТИЛЕН– АЗОТ, И ИХ ТРИБОЛОГИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ	428
154.	<i>Цуканов И.Ю., Щербакова О.О., Мезрин А.М., Шкалей И.В., Муравьева Т.И.</i> ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ЭФФЕКТЫ ПРИ ПРИРАБОТКЕ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ	431
155.	<i>Цыганков С.И., Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А.</i> СОЗДАНИЕ ЗАЩИТНЫХ КОЛЬЧУЖНЫХ ПОЛОТЕН	433
156.	<i>Чижиков В.И., Курнасов Е.В.</i> СИНТЕЗ НЕЙРОСЕТИ ДЛЯ МОДЕЛИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДВУХ РОБОТОВ ПРИ СИНХРОННОМ ВЫПОЛНЕНИИ СОВМЕСТНОЙ РАБОТЫ	436
157.	<i>Чичигин Б.А., Субботин Д.Е., Кокуров А.М., Одинцев И.Н.</i> ОЦЕНКА ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДЕФЕКТОВ МАТЕРИАЛА КОМПОЗИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ МЕТОДОМ ТЕПЛОВИЗИОННОГО КОНТРОЛЯ	439
158.	<i>Чудина О.В., Лужнов Ю.М.</i> СОЗДАНИЕ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ	442
159.	<i>Чунихин Н.Н.</i> ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПРЕЦИЗИОННОГО ИНСТРУМЕНТА 3D ПЕЧАТЬЮ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИМПУЛСНОГО ЛАЗЕРНОГО НАГРЕВА	446
160.	<i>Чэнь Янян, Худобердин, Н.И. Мальшиева Г.В.</i> ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ОТВЕРЖДЕНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ЭПОКСИДНЫХ СВЯЗУЮЩИХ	448
161.	<i>Шпенёв А.Г., Солдатенков И.А.</i> ЗАКОН ИЗНАШИВАНИЯ КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА, АНИЗОТРОПНЫЙ ОТНОСИТЕЛЬНО НАПРАВЛЕНИЯ ТРЕНИЯ	451

162. *Шульженко А.А., Модестов М.Б.* 454
МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ РЕАКЦИИ ЧЕЛОВЕКА НА
ВОЗДЕЙСТВИЕ ТЕПЛОВЫХ СИГНАЛОВ РАЗЛИЧНЫХ
УРОВНЕЙ И НЕБОЛЬШИХ ДЛИТЕЛЬНОСТЕЙ.
163. *Щербаков Ю.И., Самусенко В.Д.* 457
МОДЕРНИЗАЦИЯ ЧЕТЫРЁХШАРИКОВОЙ МАШИНЫ
ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ
ПОКРЫТИЙ ПО СХЕМЕ «ШАР – ТРИ ПЛОСКОСТИ»

НЕЛИНЕЙНАЯ ВОЛНОВАЯ МЕХАНИКА, ВОЛНОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ВОЛНОВОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

Р.Ф.Ганиев

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Разработана нелинейная волновая механика - новая область механики, являющаяся фундаментальной научной базой волновых технологий, имеющих широкие приложения во многих отраслях техники: в машиностроении и в энергетике, в авиационно-космической технике, в нефтегазовой промышленности, в нефтехимии и нефтепереработке, в экологии, в материаловедении, в том числе при получении строительных материалов, наноматериалов - нанокомпозитов, в сельском хозяйстве и пищевой промышленности, в медицинской технике и др. Нелинейная волновая механика, волновые технологии и волновое машиностроение связаны единой научной идеологией, основанной на нелинейных волновых принципах. Таким образом, волновая механика (с ее новыми направлениями), волновые технологии, разработанные на волновых явлениях и эффектах, и соответствующие волновые машины и аппараты в настоящем виде носят комплексный характер и взаимно дополняют и развивают друг друга.

Фундаментальные проблемы и научные основы.

1. Нелинейная волновая механика и волновые технологии

Отправной базовой научной основой является разработанная в ИМАШ РАН нелинейная волновая механика, имеющая Российский приоритет. В процессе разработки этой новой области нелинейной механики открыт ряд нелинейных волновых и колебательных явлений и эффектов, которые положены в основу наукоемких перспективных технологий, так называемых волновых технологий, получивших широкое распространение в России и за рубежом.

Далее ставится целью как существенное развитие фундаментальных проблем в области нелинейной волновой механики и волновых технологий, так и постановка и решение новых научных и прикладных проблем на стыке наук: нелинейной механики, химии, физики - волновой механохимии.

В последние годы возникли принципиально новые области (научные направления) нелинейной волновой механики:

2. *Нелинейная волноводная микро- и макромеханика пористых сред, в том числе в нефтегазовых пластах;*
3. *Волновая и волноводная микрогидромеханика.*

На этой основе выполняются исследования (научные и прикладные) по разработке новых перспективных направлений технологических процессов и соответствующих волновых машин, аппаратов и технологических линий (с системой управления и измерительной техникой), реализующих прорывные технологии, так называемое волновое Машиностроение (высокоэнергетические аппараты с высоким КПД).

Нелинейная волновая механика и новые направления нелинейной механики (указанные выше) обязаны своим возникновением потребностям многих отраслей техники как с целью создания новых технологических (прорывных) процессов, так и необходимостью обеспечения надежно-

сти и бесшумности объектов современной техники (в авиационно-космической, в судостроении, гидросооружениях (ГЭС) и др.).

В последние годы появились также новые экономикообразующие проблемы в области сельского хозяйства, как например, по глубокой переработке зерна (в частности, по получению модифицированных крахмалов); в здравоохранении - современной медицинской техники (в кардиологии, физиотерапии и т.д.).

Именно, конкретное ознакомление с современным состоянием самых различных отраслей промышленности (в нефтегазовой промышленности - повышение нефтегазоотдачи пластов, нефтехимия, нефтепереработка; материаловедении, сельском хозяйстве, пищевой промышленности, медицине и др.), а также современной техники (авиационной, судостроении, гидротехнических сооружений, в частности, при выяснении механизмов разрушения Саяно-Шушенской ГЭС (на основе анализа имеющихся данных)), и позволило нашему коллективу поставить для решения перспективные проблемы в области нелинейной механики и ее новых направлений, являющихся российским приоритетом, и опережающих мировой уровень науки и технологий.

Типовые механические и математические модели..

*Уравнения движения многофазных сред.
Волновые силы.*

Построены модели многофазных систем и установлены волновые силы, позволяющие создавать радикальные формы движений (неколебательного характера) отдельных фаз многофазной среды: мощные поступательные и периодические движения, реализующие интенсивное смещение, диспергирование, разделение и т.п. (рис.1).

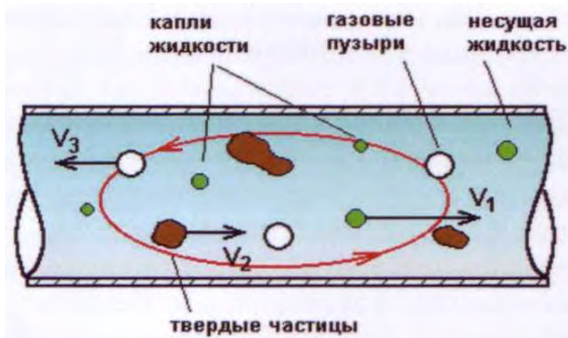


Рис. 1. Смешение, диспергирование и разделение многофазных сред.

Теоретические установленные явления и эффекты подтверждены экспериментально. Ниже представлены простейшие типовые модели многофазных систем (рис. 2, 3 [1,2,5,7,10]).

1. Твёрдые частицы, взвешенные в жидкости:

$$\frac{\partial p_i}{\partial t} + \text{div } \rho_i \vec{V}_i = 0$$

$$\frac{\partial \vec{V}_i}{\partial t} + \vec{V}_i \cdot \vec{\nabla} \vec{V}_i = -\frac{1}{\rho_i^0} \nabla P + \frac{1}{\rho_i} K_{ji} \vec{V}_j - \vec{F}_i + \vec{F}_i$$

$$\rho_2 = \text{const} \frac{\rho_1}{\rho_1^0} + \frac{\rho_2}{\rho_2^0} = 1 \quad i=1,2 \quad j=3$$

$$P = P_0 \rho_1^0, c \quad \text{- несущая среда баротропна.}$$

Здесь P - давление; \vec{V}_i - скорости фаз; \vec{F}_i - массовые силы; c - скорость звука в несущей среде; ρ_i и ρ_i^0 - средние и истинные плотности фаз; K_{ji} - функция силового воздействия j -ой фазы на i -тую; $i=1,2$ - соответствуют фазе несущей среды и фазе твердых частиц.

Метод:

$$\frac{\rho_2}{\rho_2^0} = \varepsilon \ll 1; \quad V_i = V_i^0 + \varepsilon V_i^1 + \varepsilon^2 V_i^2 + \dots;$$

$$\rho_i = \rho_i^0 + \varepsilon \rho_i^1 + \varepsilon^2 \rho_i^2 + \dots$$

Волновые силы существенно (на несколько порядков) превосходят силы радиационного давления при ультразвуковом воздействии в зависимости от режимов: режим присоединённой массы и вязкий режим.

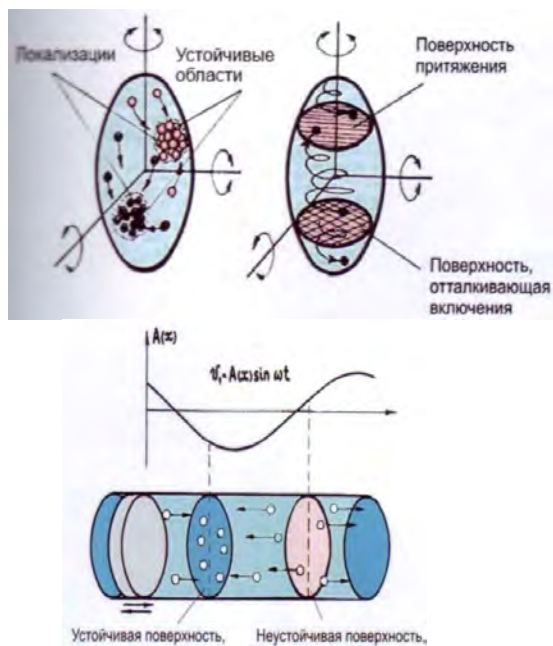


Рис. 2. Эффекты локализации, разделения и перемешивания частиц. Выявление и ликвидация застойных зон.

2. Пульсирующие пузырьки газа, взвешенные в жидкости:

$$\frac{\partial p_i}{\partial t} + \text{div } \rho_i \vec{V}_i = 0 \quad i=1,2 \quad j=3-i$$

$$\frac{\partial \vec{V}_i}{\partial t} + \vec{V}_i \cdot \vec{\nabla} \vec{V}_i = -\frac{1}{\rho_i^0} \nabla P + \frac{1}{\rho_i} \vec{K}_{ji} + \vec{F}_i$$

$$\frac{\rho_1}{\rho_1^0} + \frac{\rho_2}{\rho_2^0} = 1 \quad \rho_2^0 R^3 = \text{const} \quad P = P_0 \left(\frac{\rho_0}{\rho_1^0} \right)^n \quad P_1 = \left(P_0 + \frac{2\sigma}{R_0} \right) \left(\frac{R_0}{R} \right)^{3\gamma}$$

$$\ddot{R} + \frac{3}{2} \frac{\dot{R}^2}{R} + \frac{4\eta}{R^2 \rho_1^0} \dot{R} = \frac{P_1 - P}{R \rho_1^0} + \frac{|\vec{V}_2 - \vec{V}_1|^2}{4R} + \frac{2\sigma}{R^2 \rho_1^0}$$

$$\vec{K}_{21} = -\vec{K}_{12} = \frac{9\eta}{2R^2} \frac{\rho_2}{\rho_2^0} \vec{V}_2 - \vec{V}_1 + \frac{\rho_2 \rho_1}{\rho_2^0 R^3} \frac{d}{dt} \left[R^3 \vec{V}_2 - \vec{V}_1 \right]$$

Здесь ρ_1 , ρ_1^0 и ρ_2 , ρ_2^0 - средние и истинные плотности жидкости и фазы пузырьков;

P_0 - давление в жидкости при $\rho_1^0 = \rho_0$;

ρ_0 - невозмущенное значение плотности жидкости;

σ - коэффициент поверхностного натяжения;

η - коэффициент динамической вязкости жидкости;

$i=1,2$ - соответствуют фазе несущей среды и фазе пузырьков.

Явление волновой турбулизации и стабилизации.

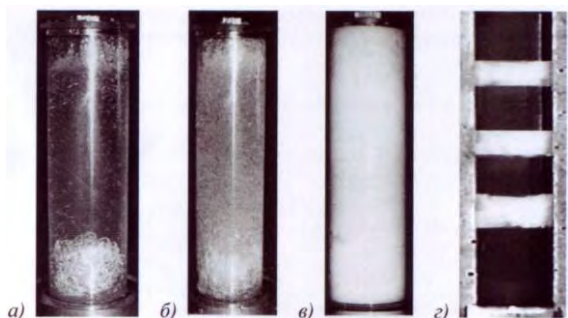


Рис. 4. Эффекты локализации (а), пространственного резонансного перемешивания (б, в) и стабилизации раздела фаз жидкость-газ (г)

Нелинейные резонансные эффекты пространственного резонансного перемешивания протекают очень интенсивно при малых энергетических затратах. Так величина энергии (E), отнесенной на 1 кг растворимости кислорода: $\frac{E}{m_{O_2}} = 0,2 \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{\text{кг}_2}$ при использовании нелинейного резонансного эффекта пространственного перемешивания, в то время как промышленные показатели существующих традиционных установок составляют порядка $\frac{E}{m_{O_2}} = 1 \div 6 \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{\text{кг}_{O_2}}$; энергия при перемешивании 1 л воды $\approx 0,16 \text{Втч}$.
Имеют место также эффекты локализации газовых пузырьков (рис. 4, а) и стабилизации поверхности раздела фаз, т.е. возможно образование снарядных режимов (рис. 4, г).

Смешение, эмульгирование и диспергирование многофазных систем и сыпучих сред.

Резонансные эффекты движений, перемешивания и транспорта многофазных сыпучих модулированным потоком несущего газа при малых энергозатратах.

Разработанная в НЦ НВМТ ИМАШ РАН волновая технология позволяет получать высокостойкие и тонкодисперсные (с каплями воды 1÷3 мкм) водотопливные эмульсии, не расслаивающиеся в течение длительного времени [1, 5, 6, 7, 9].

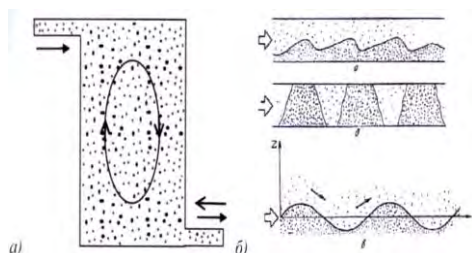


Рис. 6. Волновое резонансное перемешивание твердых частиц (а) и различные формы движений включений (б).

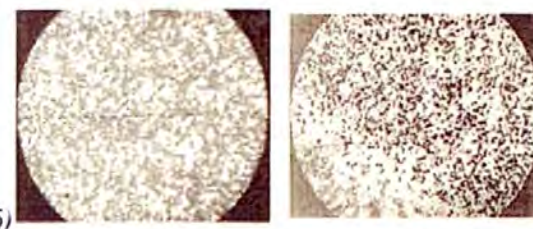


Рис. 7. Микрофотографии водо-битумной эмульсии (а) и краски (акриловой дисперсии) (б): до гомогенизации, размер агломератов частиц 15 мкм (слева); после волновой гомогенизации, средний размер агломератов 2 мкм (справа).

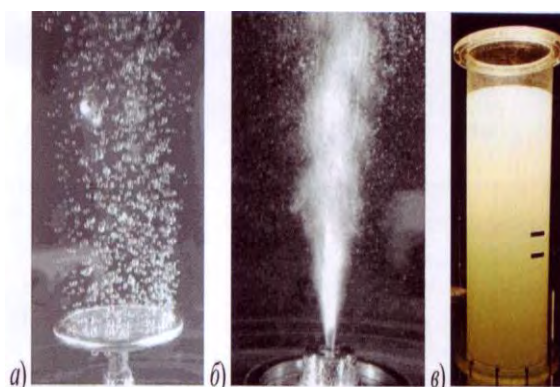


Рис. 8. Процессы диспергирования газа в жидкости: пористый диск на основе порошка титана (а); волновой диспергатор (б); газовый «туман» в жидкости, полученный волновым способом (в).

Для насыщения воды кислородом с помощью волнового диспергатора требуются расходы воздуха и энергии примерно на 20% меньше, чем в случае пористых дисков, используемых в большинстве современных систем очистки воды. При волновой технологии диспергирования размеров пузырьков газа составляет порядка сотни микрометров традиционной технологии диаметры составляют порядка 2 ÷ 3 мм.).

Такая технология может быть актуальна для многих задач химической технологии, в частности систем биологической очистки сточных вод, хлорирования или озонирования водопроводной воды, в процессах, где происходит химическое взаимодействие *жидкой* газовой фаз (химические и биореакторы и т.п.) и ряда других.

Волновые технологии получения композитов и нанокompозитов.

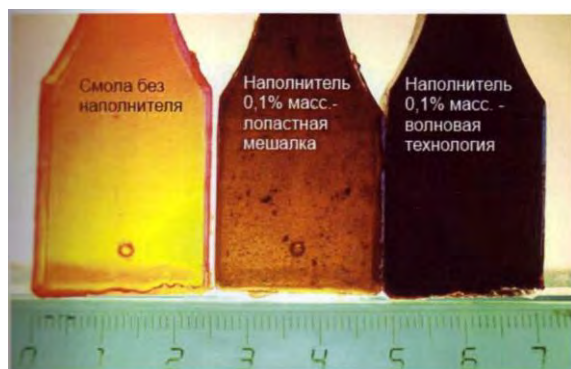


Рис. 9. Равномерное распределение микро- и нанонаполнителя в полимерной матрице, позволяющее получить наномодифицированные композиты с высокими механическими характеристиками.

На рис. 9 представлены результаты сравнительного эксперимента по смешиванию юлы с тефуглеродом (микро- и нанонаполнителем) с целью получения композитов. Образец справа показывает практически идеальное распределение нанонаполнителя в матрице, что не достигается сегодня никакими традиционными методами.

Волновая технология в получении строительных материалов.

Некоторые результаты применения волновых технологий в этой области представлены на рис. 10.

Измельчение с установленными конкурентными преимуществами

В области материаловедения получен ряд результатов по созданию эффективных волновых процессов диспергирования, эмульгирования и смешения различных сред, эти результаты изложены в работах [6,8].

Получены уникальные результаты при измельчении известняка и мрамора, каменного угля и доменного шлака. До 70% выхода продукта имеют дисперсность менее 5 мкм всего за один цикл измельчения. Причем для этого оказалась достаточной скоростью поверхности ротора менее 80 метров в секунду, хотя, обычно для достижения таких результатов используют многостадийный процесс измельчения, а скорости поверхности ротора достигают 200 и даже 250 метров в секунду.

Повышение тонкости помола до 5 мкм известняка, при использовании роторно-волновых мельниц, эффективно решает технологическую проблему производства карбонатных цементов с заменой до 20% дорогостоящего клинкерного цемента на известняковую составляющую, что может обеспечить строительному комплексу дополнительно 10 млн. тонн высококачественного вя-

жущего без введения новых производственных мощностей по производству портландцемента.



Рис. 10. Результаты процесса смешения порошковых материалов и получение однородного распределения красителя красного цвета (малого количества - 5% по массе) в основном материале (портландцементе).

Предложенный процесс диспергирования характеризуют:

- высокая степень измельчения,
- низкие энергозатраты,
- повышенный ресурс,
- высокая чистота продукта,
- возможность получать материалы с новыми свойствами.

Соответствующие волновые аппараты обладают высоким КПД, поэтому они наиболее эффективны при разработке высокоэкономичных технологий.

Перемешивание в гидродинамических системах и установках колебательного типа (в основе волновых аппаратов) [12,19].

С помощью методов компьютерного моделирования было исследовано влияние пространственного размещения рабочих элементов в установках колебательного типа. Предложен подход к оптимизации расположения лопаток в пространстве, основанный на отслеживании траектории каждой из частиц примеси. Это создает предпосылки для автоматизации процесса проектирования волновых перемешивающих устройств.

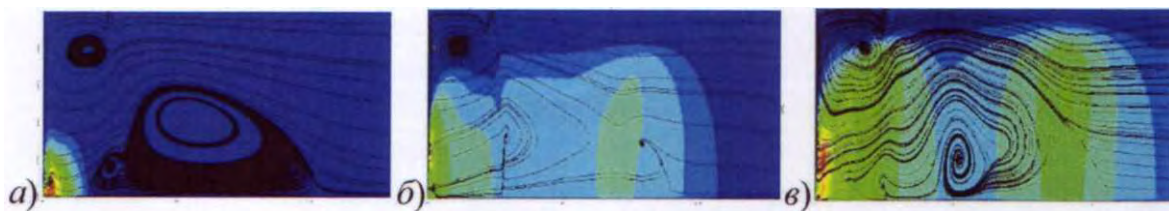


Рис. 11. Картина течения в вихревом генераторе (критерии появления управляемых процессов кавитации): а) начало кавитации, б) развитая кавитация, в) интенсивная кавитация.

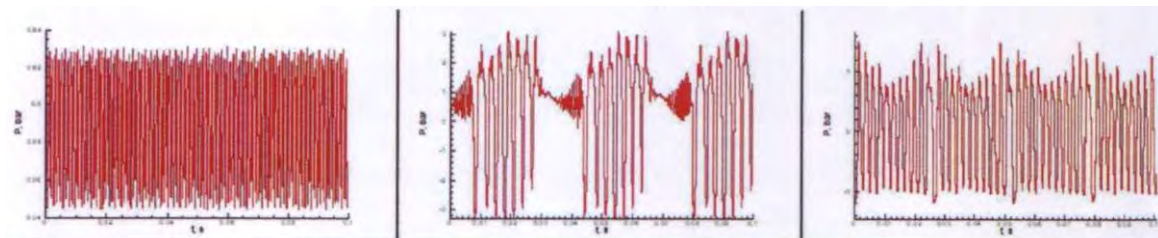


Рис. 12. Пульсации давления на оси (автоколебательные процессы).

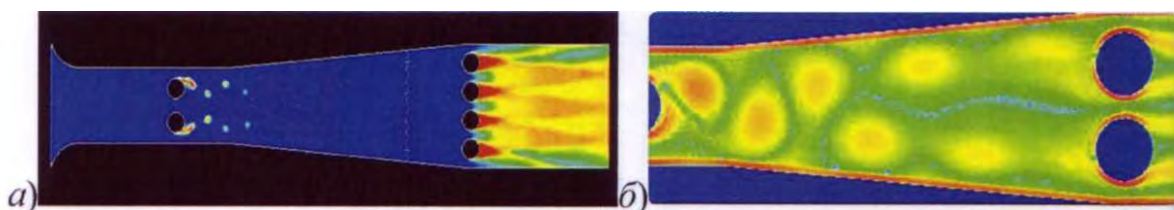


Рис. 13. Концентрация парогазовой фазы (а) и поле завихренности (б) в плоском проточном тракте.

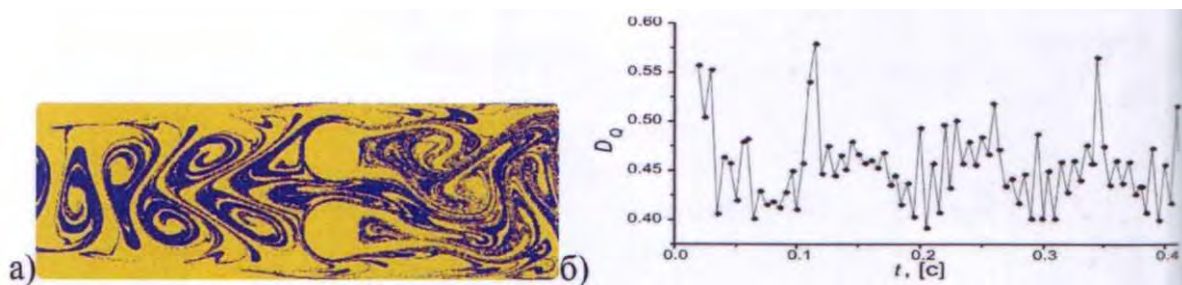


Рис. 14. Картина перемешивания (а) и динамика критерия перемешивания (б) в плоском проточном тракте.

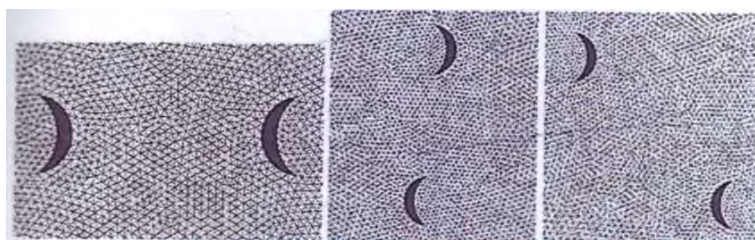


Рис. 15. Различные варианты расположения колеблющихся лопаток.

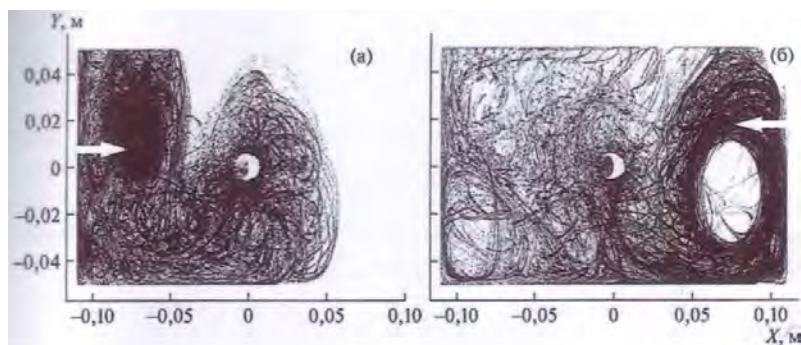


Рис. 16. Траектории всех частиц внутри области: а) вариант с одной лопаткой; б) вариант с двумя лопатками.

Обобщенные научно-технические результаты (эффекты) – волновые силы и волновые механизмы движений.

Здесь представлены лишь наиболее важные результаты.

1. Создание мощных направленных потоков и управляемых кавитационно-волновых процессов, которые пробивают стальные изделия толщиной 5-10 мм.
2. Создание управляемых процессов турбулизации и ламинаризации потоков, повышающих бесшумность и производительность. Измельчение и смешение твердых частиц в турбулентном потоке (эффект самоизмельчения, высокая чистота материала).
3. Интенсивное смешение, тонкое диспергирование (от мкм до нм) эмульсий, суспензий, газожидкостных сред и активация жидкостей (вязких и высоковязких). Уменьшение вязкости высоковязких сред. Эти процессы протекают при малых энергозатратах, например, на перемешивание 1 л маловязкой среды затрачивается порядка 0,2 Вт · ч энергии.
4. Измельчение (тонкое и сверхтонкое), диспергирование, активация порошков и сухих смесей с целью получения уникальных материалов с высоким КПД.
5. Фильтрация и пропитка пористых сред (многократная их интенсификация в 10+1000 раз). Волновое распространение высокочастотных колебаний на большие расстояния с малым затуханием. Повышение нефте- и газоконденсатоотдачи пластов.
6. Волновые силы в сжимаемой жидкости в $10 \div 10^2$ раз превышают силы радиационного давления (при традиционном ультразвуковом воздействии, ставшими классическими) для двух режимов:

(а) присоединенной массы $\frac{\alpha^2 \omega}{v} \gg 1$; и

б) вязкого режима $\frac{\alpha^2 \omega}{v} \ll 1$.

7. Эффекты волновой механохимии - механоактивация, измельчение (реализация эффекта Ребиндера с высоким КПД), уменьшение вязкости в сочетании с ПАВ, изменение pH и др., ускорение каталитических процессов, волны - как катализаторы, получение тонкодисперсных (мкм и нм) материалов с заданными размерами (сульфат бария, монтмориллонит - органоглина, глинистые растворы и т.п.).
8. Получение материалов с уникальными свойствами, композитов и нанокompозитов (перемешивание углеродных нанотрубок в вязкой матрице в 10^3 раз эффективнее по сравнению с ультразвуком).

Эти процессы являются научным базисом для создания управляемых волновых машин, реализу-

ющих высокие технологии в различных отраслях промышленности – *волнового машиностроения*. Они являются российским приоритетом.

Аппаратно-программный комплекс для анализа пульсовых волн.

В ИМАШ РАН создана уникальная аппаратура, позволяющая экспресс-методом (за 3-5 мин.) провести обследование сердечно-сосудистой системы человека, определить гидродинамическую картину ее работы, проверить эластичность магистральных сосудов и получить другие характеристики.

Аппаратура с помощью специальной программы позволяет осуществить синтез пульсовой волны и измерение кровяного давления не только в периферийных сосудах, но и в аорте.



Рис. 17. Общий вид аппаратно-программного комплекса для анализа пульсовых волн в сосудах

Электронный модуль АПК включает в себя:

- Волоконно-оптический датчик нового типа с высокой чувствительностью и разрешением
- Многоканальный электронный блок
- Прямое измерение скорости пульсовой волны
- Современный математический аппарат волнового анализа
- Моделирование действия фармацевтических препаратов
- Обучение персонала.

Аппаратура содержит преимущественно отечественные комплектующие, по предварительным оценкам, ее стоимость при серийном изготовлении будет существенно ниже зарубежных аналогов. Основные технические решения, использованные при создании аппаратуры, запатентованы.

Разработанная диагностическая аппаратура может быть рекомендована к использованию в медицинских клиниках, в том числе отдаленных от центров медицинских учреждений, воинских частях и др.

Развиваются работы в широком плане по разработке медицинской техники и для других областей медицины.

Обобщенные направления разработок в отраслях техники – волновая технология и волновое машиностроение.

Здесь упомянуты только те направления и названия технологий, по которым имелись постановки задач, определенные решения и результаты с различной степенью их разработки.

1. Строительство и волновая механоактивация.

Повышение прочности строительных материалов и текучести строительных растворов. Получение ячеистых материалов, эмульсий и суспензий, получение высококачественных лаков и красок. Измельчение, динамика частиц и активация. Смешение.

2. Материаловедение. Тонкое измельчение и перемешивание.

Получение материалов с уникальными свойствами. Сухие смеси. Композиты. Нанокompозиты. пропитка, и высокопрочные композиционные материалы, клеевые композиции.

3. Пищевая промышленность.

Гомогенизаторы и смесители молочных продуктов. Хлебопекарная отрасль. Волновые аппараты.

4. Трубопроводный транспорт. Стабилизация, гашение гидроударов, вибраций, пульсаций, шума в трубопроводных системах.

Бесшумность и уменьшение гидравлического сопротивления (повышение производительности) трубопроводных систем. Транспорт сверхвязких нефтей (СВН).

5. Химическая технология. Экология.

Очистка жидкостей. Смешение и диспергирование жидкостей и газов. Нефтепереработка и нефтехимия, в том числе, получение высококачественных моторных масел с присадками, обессоливание, повышение эффективности каталитических и теплообменных процессов и т.п.

6. Энергетика.

Экономичные смешанные виды топлив. Ликвидация отложений в теплообменниках. Установление механизмов неустойчивости ГЭС (в том числе Саяно-Шушенской ГЭС), и рекомендации по обеспечению их безопасности.

7. Авиационно-космический комплекс.

Повышение надежности, безаварийности авиационно-космической техники, обеспечение бесшумности плавающих аппаратов; получение композитных корпусов для авиационно-космической и ракетной техники. Создание установок для производства изделий спецхимии (технологические линии).

8. Машиностроение. Волновое машиностроение. Разработка машин и аппаратов на волновых принципах и технологических линий, реализующих прорывные технологии.

Снижение шума и вибраций в машинах. Диагностика. Моющие машины, очистка деталей от масел и окалины, покрытие и пропитка поверхностей, получение высокопрочных материалов и т.п. Получение качественных смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) и высококачественных масел с присадками. Высокопрочные полимербетоны для станин прецизионных станков. Закалка изделий.

9. Мембранные технологии. Разделение многофазных несмешивающихся жидкостей.

Отделение воды от масел и газа и воды от нефти и т.п.

10. Нефтегазодобыча и нефтепереработка и нефтехимия.

Интенсификация процессов бурения и добычи, приготовление буровых растворов, повышение нефтегазоконденсатоотдачи пластов. Транспортировка СВН. Повышение глубины нефтепереработки (тяжелых остатков).

11. Медицинская техника. Фармацевтика.

Разработка диагностической аппаратуры в кардиологии, физиотерапии и медицинской техники в других областях медицины.

12. Перспективы в сельском хозяйстве.

Волновая техника и технология для глубокой переработки зерна, получения модифицированных крахмалов, добавок к комбикормам, удобрений, молочных продуктов и т.п. Разработка волновых аппаратов.

Разработки, по упомянутым выше направлениям, продолжаются в настоящее время, как в научном, так и в прикладном плане совместно с различными организациями и компаниями.

В прилагаемом списке литературы приводятся основные монографии и статьи последних лет (2008-2018 гг.), изданные в России и за рубежом и посвященные данной тематике.

1. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. Волновые и колебательные явления в основе высоких технологий. - Изд. 2-е дополн. - М.: Институт компьютерных исследований; Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2011. - 780с.
2. Ганиев Р.Ф. Нелинейные резонансы и катастрофы. Надежность, безопасность и бесшумность. - М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2013. - 582 с.
3. Ганиев О.Р., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Резонансная макро- и микромеханика нефтяного пласта. Интенсификация добычи нефти и повышение нефтеотдачи. Наука и практика. - Ижевск: Издательство «ИКИ», 2014. - 256 с.
4. O.R. Ganiev, R.F. Ganiev, L.E. Ukrainsky. Enhanced oil recovery. Resonance macro and micro-mechanics of petro-

- leum reservoirs. - Hoboken, New Jersey : Scrivener Publishing, 2017.-240 p.
5. Ганиев Р.Ф. Волновые машины и технологии. - М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008. - 192 с.
 6. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Пустовгар А.П. Волновые технологии в инновационном машиностроении. - Изд. 2-е, перер. и доп. - М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2012. - 92 с.
 7. Ganiev R.F., Ukrainski L.E. Nonlinear Wave Mechanics And Oscillatory Phenomena on the Basis of High Technologies. - USA, Begell house, 2012. - 527 p.
 8. R.F. Ganiev, S.R. Ganiev, V.P Kasilov, A.P. Pustovgar. Wave Technology in Mechanical Engineering: Industrial Applications of Wave and Oscillation Phenomena. - Hoboken, New Jersey : Scrivener Publishing, 2015. - 176 p.
 9. Ганиев Р. Ф., Кормилицын В.И., Украинский Л.Е. Волновая технология приготовления альтернативных видов топлив и эффективность их сжигания. - Москва, 2008. - 116 с.
 10. Ганиев Р.Ф. О современном состоянии и перспективах развития ИМАШ РАН. Проблемы механики машин и прорывных технологий // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2014. - № 3. - С. 11-36.
 11. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Андреев В.Е., Котенев Ю.А. Проблемы и перспективы волновой технологии многофазных систем в нефтяной и газовой промышленности. - Санкт-Петербург: Недра, 2008. - 185 с.
 12. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Сухарев Т.Ю., Украинский Л.Е. Волновое перемешивание в установках колебательного типа // Проблемы машиностроения и надежности машин. -2017. -№ 3. - С. 5-10.
 13. Алдошин С.М., Бадамшина Э.Р., Грищук А.А., Тарасов А.Е., Эстрин Я.И., Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Курмиев Д.В., Пустовгар А.П. Исследование влияния способов диспергирования одностенных углеродных нанотрубок на свойства нанокомпозитов на основе эпоксидной смолы // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2015. - № 3. - С. 96-101.
 14. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Курмиев Д.В., Пустовгар А.П., Алдошин С.М., Бадамшина Э.Р. Перспективы волновых технологий для создания новых полимерных композиционных материалов (нанокомпозитов, высоконаполненных композитов) // Справочник. Инженерный журнал с приложением. - 2015. - № 4 (217). - С. 3-9.
 15. Ганиев Р.Ф., Ильгамов М.А. Кавитация столба жидкости при движении её нижней границы. Доклады Академии наук. - 2018. - Т. 482. - № 1. - С. 28-32.
 16. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Рогоза А.Н., Сластухинский Ю.В., Украинский Л.Е. Анализ и диагностика сердечно-сосудистой системы человека на принципах нелинейной волновой механики // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2016. - № 2. - С. 96-103.
 17. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Рогоза А.Н., Сластухинский Ю.В., Украинский Л.Е. Волновые процессы в сердечно-сосудистой системе человека: измерительный комплекс, вычислительные модели и диагностический анализ. Доклады Академии наук. - 2017. - Т.473. - № 3. - С. 291-294.
 18. Ганиев Р.Ф., Ильгамов М.А., Хакимов А.Г., Шакирьянов М.М. Пространственные колебания трубопровода с упруго-сдвигающейся опорой при действии внутреннего ударного давления // Проблемы машиностроения и надежности машин.-2018.-№ 6.-С. 3-12.
 19. Ганиев Р.Ф., Ревизников Д.Л., Сухарев Т.Ю., Украинский Л.Е. Оптимизация пространственного расположения рабочих элементов в установках колебательного типа// Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2018. - № 1. -С. 3-8.
 20. Сайфуллин И.Ш., Панин С.С., Ганиев Р.Ф., Ганиев О.Р. О перспективах разработки и использования нелинейных волновых технологий для переработки энергетических конденсированных систем// Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2018. - № 5. - С. 96-100.
 21. Ганиев Р.Ф., Аганин А.А., Ганиев О.Р., Гранова Г.Н., Давлетшин А.И., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Сжатие кавитационного пузырька в вязкой жидкости // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2017. - № 1. - С. 3-8.
 22. Ганиев О.Р., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Воздействие волн на пористые среды и повышение нефтеотдачи пластов // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2016. - № 4. - С. 82-89.
 23. Ганиев О.Р., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Основы волноводной механики продуктивных пластов. Доклады Академии наук. - 2016. - Т. 466. -№ 3. -С. 298.
 24. Ганиев Р.Ф., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Пустовгар А.П., Курмиев Д.В. Получение тонких эмульсий контролируемого уровня дисперсности волновыми методами // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2013. -№ 2. -С. 63-68.
 25. Ганиев О.Р., Ганиев Р.Ф., Гранова Г.Н., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Увеличение фильтрационной способности призабойной зоны пласта с помощью волнового воздействия для интенсификации добычи нефти // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2016. - № 5. - С. 88-93.
 26. Ганиев Р.Ф., Балакшин О.Б., Кухаренко Б.Г. Турбулентность потока и флаттер лопаток ротора в аксиальном турбокомпрессоре // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2015. - № 6. - С. 3-10.
 27. Микишев Г.Н., Рабинович Б.И. Динамика тонкостенных конструкций с отсеками, содержащими жидкость. - М.: Машиностроение. - 1971. - 564 с.
 28. Рабинович Б.И. Введение в динамику ракет-носителей космических аппаратов. - М.: Машиностроение. - 1975. - 416 с.
 29. Окулов В.Л., Пылев И.М. Неустойчивость напорных систем // Докл. Академии наук. Энергетика. - 1995. - Т. 341. - № 4.
 30. Курзин В.Б. Низкочастотные собственные акустические колебания в проточной части гидротурбин // ПМТФ. - 1993. - № 2. - С. 96-106.
 31. Миль М.Л., Некрасов А.В., Браверман А.С. и др. Вертолеты. Расчет и проектирование. Ч. II. Колебания и динамическая прочность. - М.: Машиностроение. -1967.-456 с.
 32. Миль М. Л., Михаил Миль. Школа воплощения идей. Казань: Вертолет. - 2009. - 207 с.

ИССЛЕДОВАНИЯ ИЗМЕНЕНИЙ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТВЕРДЫХ РАСТВОРОВ НА ОСНОВЕ ПАЛЛАДИЯ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ВОДОРОДА

О. В. Акимова¹, А. А. Велигжанин², Р. Д. Светогоров², С.Г. Бурханов³, С.В. Горбунов³,
Н.Р. Рошан³

¹Физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия, akimova@physics.msu.ru

²НИЦ Курчатовский институт, Москва, Россия

³Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН им. А.А. Байкова, Москва, Россия

Настоящая работа посвящена изучению изменений структурно-фазового состояния сплавов на основе палладия при гидрировании из газовой среды. Показаны структурные состояния систем Pd-Y и Pd-Pb до и после взаимодействия с водородом.

Водород является элементом обратимого легирования металлических сплавов в различных технологических процессах машиностроения [1,2]. Палладий же и сплавы на его основе – удобные модельные объекты для исследований водородного воздействия на различные материалы ввиду своих уникальных особенностей к селективному поглощению водорода. В настоящее время общие закономерности водородного влияния на структуру различных металлов, скорости и количества его поглощения и десорбции в зависимости от условий гидрирования и режимов мало изучены. Развитие возможностей управления водородным влиянием и совершенствование существующих средств защиты от пагубного воздействия водорода на структурочувствительные свойства [3] – актуальные задачи, выполнение которых невозможно без исследования кинетики деформационных процессов в гидрированных материалах.

Согласно современным представлениям, водород поглощается поверхностью металла и диссоциирует при хемосорбции [3,4]. Диффузия его из приповерхностного слоя вглубь кристаллической решетки создает внутренние напряжения, приводит к образованию трещин, ускоряет процессы разрушения поверхностей металлических конструкций [1-5]. Формирование двух полиморфных модификаций содержания водорода в структуре β и α фаз, дополнительно усиливает поля деформации в сплавах [4].

Цель работы – исследование влияния окклюдированного металлическими сплавами водорода на структуру гидрированных материалов. Изучение кинетики процессов деформации при взаимодействии кристаллической решетки с водородом принимает особое значение ввиду значимости стабильной работы мембран в агрессивной водородсодержащей газовой среде.

Материалы и методы

Сплавы Pd-Y и Pd-Pb в области твердого раствора [6] были получены электродуговой плавкой в защитной атмосфере из высокочистых материалов

(не менее 99.95-99.98 масс. %). Геометрический фактор несоответствия размеров атомов легирования и атомов палладия в системах Pd-Pb и Pd-Y практически одинаков и составляет порядка 0.3. Концентрации легирующих добавок также схожи. Для обеспечения однородности по составу каждый слиток при изготовлении мембран переплавлялся 2-3 раза. Металлические фольги толщиной 50 мкм для изготовления диффузионных фильтров-мембран получены методом холодного проката на четырехвалковом прокатном стане с промежуточными вакуумными отжигами при температурах 900-950 °С в течение 30-90 минут (в зависимости от толщины заготовки). Подробное описание методики изготовления мембран приведено в [5].

Мембраны гидрированы на термогравиметре SETARAM при 450 °С и давлении водорода 1 атм. Рентгенографическое исследование структуры выполнено на оборудовании станции “Белок” Курчатовского источника синхротронного излучения [7]. На образец направлялся пучок СИ энергии 15.7 кэВ, монохроматизированный с помощью двухкристального кремниевого монохроматора до $\Delta E/E \sim 10^{-4}$, основное отражение от плоскостей типа {111}. При помощи изгиба второго кристалла-монохроматора пучок фокусировался до размера 400×400 мкм². В процессе измерения образцы вращались вокруг горизонтальной оси перпендикулярно пучку СИ для усреднения по ориентациям кристаллитов. Дифракционная картина регистрировалась в геометрии Дебая-Шеррера. С целью расширения углового диапазона регистрируемой дифракционной картины двухкоординатный детектор излучения MarCCD165 помещался на расстоянии 80 мм от исследуемых образцов и был наклонен к падающему пучку СИ под углом 29.5°. Калибровка угловой шкалы и линейный коррекционный фактор контроля интенсивности используемого излучения определялись по измерению стандарта LaB₆. Зависимости интенсивности дифрагированного пучка (I) от двойного угла дифракции (2 θ) были получены по двумерным кар-

тинам дифракции с использованием программного обеспечения "Dionis" [8].

Рентгеновские данные анализировались согласно кинематической теории дифракции [9]. Проводился анализ формы и углового положения (θ_{hkl}) дифракционных максимумов, уширения (β_{hkl}) и интегральной интенсивности ($I_{\text{эксп. hkl}}$).

Результаты и их обсуждение

На рис 1 показаны дифрактограммы, снятые с мембран сплава Pd-5.6 ат. % Y до (1) и после водородной обработки (2). Состояние 2 соответствует времени релаксации гидрированных систем (Pd-Y и Pd-Pb) порядка 2100 часов. Показаны дифракционные отражения от областей когерентного рассеяния (ОКР) с индексами интерференции 110; 311; 111. Наблюдается фазовое расслоение для состояния 2.

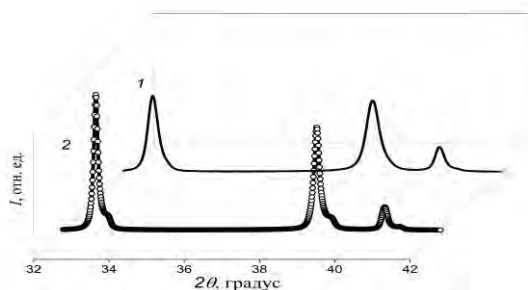


Рис. 1. Дифракционные отражения для негидрированного сплава Pd-5.6 ат. % Y (1) и после водородной обработки (2).

Методом неразрушающего материала рентгеноанализа установлены изменения фазового состава сплава и обогащение его кристаллической решетки вакансиями.

До гидрирования определено наличие анизотропного включения в кристаллической решетке фазы с меньшим параметром элементарной ячейки (табл. 1). Меньший параметр ячейки фазы может свидетельствовать о двух причинах: значительном обогащении данной фазы вакансиями и обеднении ее иттрием. Гидрирование инициировало фазовые превращения в сплаве, увеличив при этом вклад дополнительной фазы в отражающий объем (табл. 1).

Таблица 1. Доли в отражающем объеме дополнительной фазы мембраны Pd-5.6 ат. % Y для состояний сплава 1 и 2 в зависимости от интерференционных индексов отражений.

HKL	Доля $V_{\text{отр. дополнит. фазы}}$ (состояние 1)	Доля $V_{\text{отр. дополнит. фазы}}$ (состояние 2)
220	0.09	0.14
311	0.07	0.13
222	0.08	0.10
400	0.06	0.12

На рис. 2 показаны изменения морфологии поверхности мембраны после водородного воздействия. Фотографии получены на растровом

электронном микроскопе высокого разрешения при ускоряющем напряжении 10 кВ.

В приповерхностном слое гидрированной мембраны наблюдается образование высокоугловых границ и формирование рекристаллизационных зерен, связанное с флуктуационными выделениями новой фазы. Подобная рекристаллизационная коалесценция зерен характерна при больших деформациях систем [10].

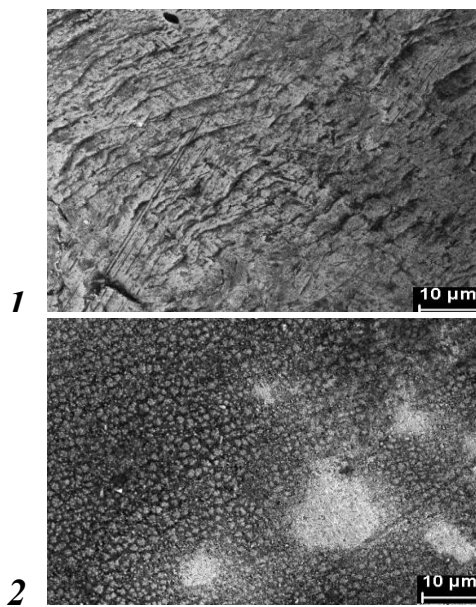


Рис. 2. Фотографии поверхности мембраны состава Pd-5.6 ат. % Y до (1) и после водородной обработки (2).

Система Pd-Pb остается однофазной после гидрирования и релаксации в течении 2100 часов (рис. 3).

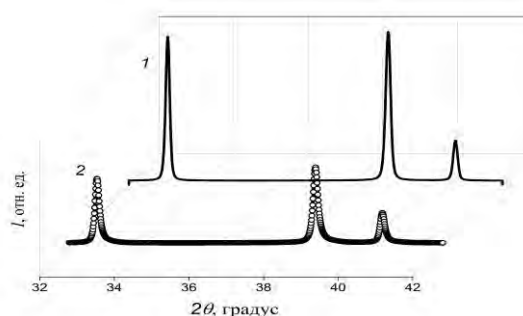


Рис. 3. Дифракционные отражения для негидрированного сплава Pd-5.0 ат. % Pb (1) и после водородной обработки (2).

Параметр элементарной ячейки сплава для этого времени релаксации системы составил $3.9064 \pm 0.0001 \text{ \AA}$, что больше его величины $3.9407 \pm 0.0001 \text{ \AA}$ для негидрированного сплава. Это указывает на наличие в структуре до 0.14 водорода после 2100 часов релаксации мембраны. Вакансии, обогащающие структуру сплава при гидрировании [4,6], как правило, занижают рентгенографически определяемый параметр его решетки, поэтому действительное содержание водорода может быть

больше.

Электронные микрофотографии поверхности мембраны на рис. 3, выявили присутствие водорода в структуре, подтвердив результаты рентгеноструктурного анализа.

При наличии атомов свинца в качестве компонента легирования в сплаве на основе палладия не развились разрушительные высокоугловые границы, но наблюдается увеличение размеров самих зерен и деформации решетки системы Pd-Pb-H обусловили локальные микровыступы на поверхности. На рис. 4 некоторые из них указаны стрелками. Нормальные напряжения к границе зерна изменили ее рельеф и при быстрой диффузии водорода эти микровыступы на поверхности мембраны стали проявлением массопереноса материала к границам зерен.

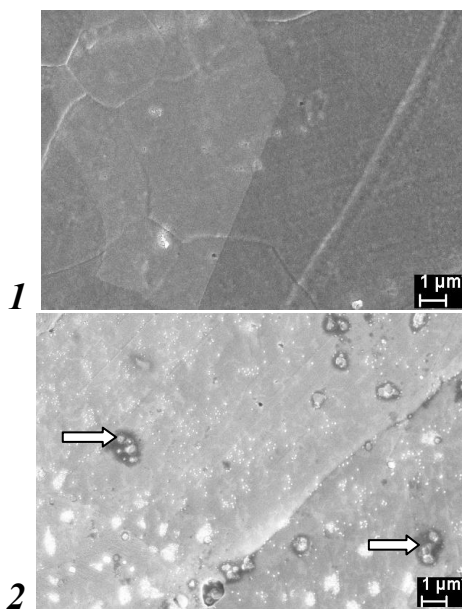


Рис. 3. Фотографии поверхности мембраны системы Pd- Pb до (1) и после водородной обработки (2).

Выводы.

Методами рентгеновской дифракции и электронной микроскопии проведено комплексное ис-

следование структурно-фазового состояния диффузионных фильтров-мембран на основе палладия до и после водородного воздействия.

Выявлены механизмы интенсивной пластической деформации кристаллических решеток сплавов и определены изменения фазового состава материала мембран в результате взаимодействия с водородом.

Установлены различия эволюционных процессов восстановления кристаллической решетки мембран после взаимодействия с водородом в зависимости от вида атомов легирования.

1. Belyaev A. K., Polyanskiy V. A., Yakovlev Y. A. Stresses in a pipeline affected by hydrogen *Acta Mech.* 2012. 223. P. 1611–1619.
2. Tiegel M. C., Martin M. L., Lehmberg A. K., Deutges M., Borchers C., Kirchheim R. Crack and blister initiation and growth in purified iron due to hydrogen loading // *Acta Materialia.* 2016. 115. P. 24-34.
3. Peters T.A., Carvalho P.A., van Weesb J.F., Overbeek J.P., Sagvoldena E., van Berkelb F.P.F., Løvrika O.M., Bredesena R. Leakage evolution and atomic-scale changes in Pd-based membranes induced by long-term hydrogen permeation // *Journal of Membrane Science.* 2018. 563. P. 398-404.
4. Алефельд Г, Фелькл И. Водород в металлах. М.: Мир. 1981. 430 с.
5. Burkhanov G.S, Gorina N.B., Kolchugina N.B., Roshan N.R. Palladium – Based Alloy Membranes for Separation of High Purity Hydrogen from Hydrogen – Containing Gas Mixtures // *Platinum Metals Rev.* 2011. V. 55. Is. 1. P. 3–12.
6. J. J. Conde, M. Maroño, J. M. Sánchez-Hervás Pd-Based Membranes for Hydrogen Separation: Review of Alloying Elements and Their Influence on Membrane Properties // *Separation & Purification Reviews.* 2017. V 46. P. 152–177. DOI 10.1080/15422119.2016.1212379
7. Lazarenko V.A., Dorovatovskii P.V., Zubavichus Y.V., Burlov A.S., Koshchienko Y.V., Vlasenko V.G., Khrustalev V.N. High-Throughput Small-Molecule Crystallography at the „Belok” Beamline of the Kurchatov Synchrotron Radiation Source: Transition Metal Complexes with Azomethine Ligands as a Case Study // *Crystals.* 2017. Vol. 7. No 11. P. 325.
8. Светоротов П.Д. “Dionis – Diffraction Open Integration Software”, свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2018660965.
9. Иверонова В.И., Ревкевич Г.П. Теория рассеяния рентгеновских лучей. М.: 1978. 278 с.
10. Новиков И.И. Теория термической обработки металлов 1974. М. Металлургия: 400 с.

МЕХАТРОННЫЙ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ШПИНДЕЛЬНЫЙ УЗЕЛ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ

А.Ю. Албагачиев¹, В.А. Лизогуб², А.П.Кушнир¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; gurinmura@yandex.ru

²Российский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

Рассмотрена проблема обработки глубоких отверстий. Представлена разработка вертикального высокоскоростного шпиндельного узла на опорах качения с ремённым приводом для шлифования глубоких отверстий

Современные машиностроительные производства отличаются различными типами технологических процессов и соответственно требуют принципиально новых подходов к разработке и внедрению прогрессивных технологий производства на промышленных предприятиях [1-7]. Особое внимание уделяется проектированию прецизионных узлов приводов главного движения, способных работать в условиях более жестких технологических требований по точности, жесткости, виброустойчивости, избыточной температуры опор шпиндельного узла, размерам и качеству обработанных поверхностей [8-10].

В авиационной технике встречаются детали, в которых требуется обработать отверстия разного диаметра, находящиеся на расстоянии 1000 мм, 1600 мм и более от торца детали. Для решения данной проблемы разработан ряд специальных высокоскоростных шпиндельных узлов применённых для внутришлифовальных головок. Работы по разработке высокоскоростной внутришлифовальной головки с такой компоновкой проводились под руководством С.Е. Бондаря и А.М. Фигатнера (ЭНИМС) совместно с МГУПИ (РТУ МИРЭА).

При решении этой задачи традиционными конструкциями с горизонтальным расположением оси вращения шпинделя он получается достаточно большой длины. При этом шпиндель под действием силы резания и собственного веса прогибается между опорами, а центр массы смещается относительно оси вращения. При вращении с большой частотой увеличивается сила дисбаланса, что приводит к дополнительному смещению инструмента, расположенного на переднем конце шпинделя [11, 12]. Для исключения этого прогиба была принята вертикальная компоновка расположения оси вращения шпинделя.

При вертикальном расположении оси вращения разработчики столкнулись, помимо общеизвестных проблем, ещё и с проблемой нейтрализации веса шпинделя, разгружающего от предварительного натяга передние подшипники передней опоры шпинделя при расположении передним концом шпинделя вниз и дополнительно нагружающего передние подшипники передней опоры шпинделя при расположении переднего конца шпинделя вверх.

По этой причине предварительный натяг, выполненный при сборке, существенно меняется. Влияние предварительного натяга подшипников на функциональные возможности высокоскоростных шпиндельных узлов, а также способы управления им при различных режимах обработки деталей представлены в работах [13-14].

На рис. 1а изображён общий вид вертикальной высокоскоростной внутришлифовальной головки с расположением шпинделя передним концом вниз. На рис. 1б изображён общий вид вертикальной высокоскоростной внутришлифовальной головки с расположением шпинделя передним концом вверх [15].

Головка содержит корпус 1, в котором на двоярных радиально упорных шарикоподшипниках 2 и 3 передней опоры 4, а также на подшипниках 5 задней плавающей опоры 6, связанной с упругим элементом 7, установлен шпиндель 8, на передний конец 9 которого устанавливается шлифовальный круг. Внутренние кольца радиально-упорных подшипников 2 и 3 передней опоры 4 зафиксированы на шпинделе 8 гайкой с переднего конца, а наружные – в корпусе 1. При этом в передней опоре 4 оси контактных тел качения первой пары радиально-упорных подшипников 2 направлены в сторону переднего конца шпинделя 9, а оси контактных тел качения второй пары подшипников 3 – в сторону задней опоры 6.

Упругий элемент 7 в виде прорезной пружины расположен между передней 4 и задней плавающей опорами 6 с упором в кольцо 10. Пружины в передней и задней плавающих опорах воспринимают вес вертикального шпинделя и создают предварительный натяг в подшипниках, установленный при сборке. Другой торец упругого элемента 7 взаимодействует с наружными кольцами подшипников 5 задней плавающей опоры 6 создавая в них натяг. Оси контактных тел качения этих подшипников направлены в сторону верхней части шпинделя (рис. 1 а). Между первой 2 и второй 3 парами радиально-упорных подшипников передней опоры 4 установлены проставочные кольца 11, 12.

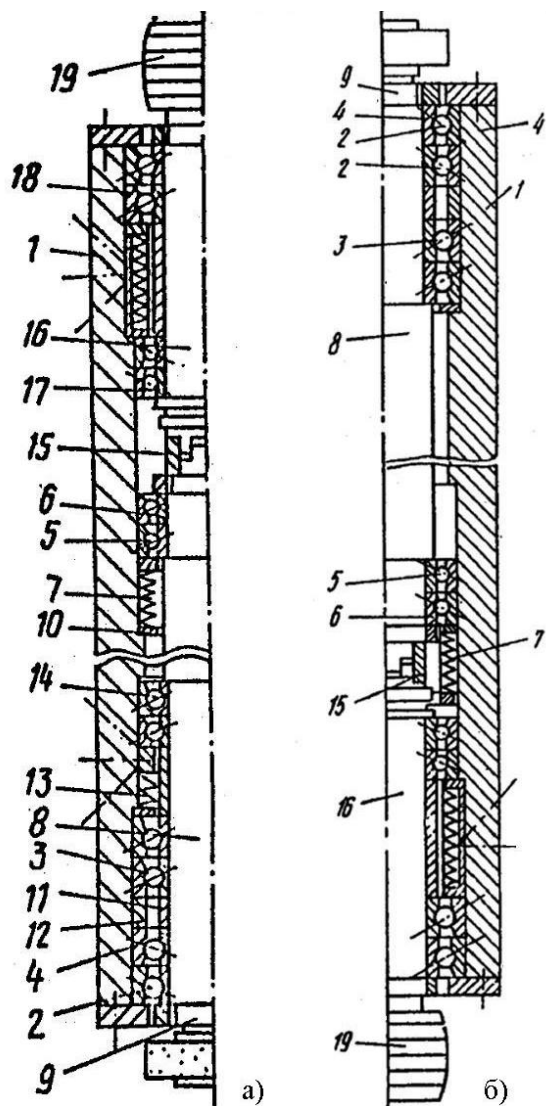


Рис. 1. Вертикальная высокоскоростная внутришлифовальная головка: а) с расположением шпинделя передним концом вниз; б) с расположением шпинделя передним концом вверх

При расположении шпинделя 8 передним концом 9 вниз передняя опора 4 снабжается дополнительным упругим элементом 13 и сдвоенными радиально-упорными подпружиненными подшипниками 14, оси контакта тел качения которых направлены в сторону соединительной крестовой муфты 15 приводного вала 16, установленного в корпусе 1 на сдвоенных радиально-упорных подшипниках 17 и 18. На заднем конце приводного вала 16 установлен шкив 19. Аналогичную конструкцию имеет головка при расположении передним концом вверх рис. 1 б.

Высокоскоростной шпиндельный узел работает следующим образом.

Вращение шпинделю 8 передается от шкива 19 через приводной вал 16 и соединительную крестовую муфту 15. Компенсация веса шпинделя и сохранение работоспособности головки при установке с наклоном относительно вертикальной оси и, соответственно, высокая долговечность и виброустойчивость шпиндельного узла обеспечивается за счёт

выбранного расположения осей контакта тел качения радиально-упорных подшипников передней 4 и задней плавающей 6 опор шпинделя, величин монтажных предварительных натягов и количества сдвоенных подшипников 14 и в задней опоре 5 и соответственно жёсткости пружин. Условием работоспособности при различных углах наклона оси шпинделя является сохранение величины требуемого (оптимального) предварительного натяга в каждом подшипнике, которое может быть записано в виде системы уравнений [13].

Для достижения высокой точности, жёсткости, виброустойчивости и допустимого нагрева опор необходимо при изготовлении и сборке обеспечить следующие основные технические требования.

1. Сборку, отладку и испытания должен проводить высококвалифицированный слесарь в чистом помещении и в белом халате.

2. Применять дуплексированные радиально-упорные шарикоподшипники соответствующие требованиям РТМ 37.006.428-85 (методы комплектования).

При отсутствии дуплексированных подшипников их подбирать для каждой из опор с одинаковыми наружными и внутренними посадочными диаметрами с допустимым отклонением 0,002 мм.

3. Подшипники подбирать попарно с одинаковыми по величине биениями наружных и внутренних колец с допустимым отклонением 0,002 мм.

4. На кольцах подшипников должны быть метки наибольших радиальных биений каждого кольца.

5. Подшипники установить на шпинделе и в корпусе так, чтобы метки наибольших радиальных биений колец всех подшипников были расположены в одном направлении и в одной радиальной плоскости. Наибольшие биения шеек шпинделя должны быть направлены в противоположные стороны наибольшего биения внутренних колец подшипников.

6. Отклонение от круглости посадочных поверхностей под подшипники корпуса и шпинделя должны быть не больше отклонения от круглости дорожек качения монтируемых подшипников [12].

7. Размеры посадочных шеек шпинделя выполнить в соответствии с фактическими размерами отверстий внутренних колец подшипников, обеспечив зазор посадки 0,001...0,003 мм.

8. Размеры посадочных отверстий корпуса выполнить в соответствии с фактическими размерами наружных колец подшипников, обеспечив посадки с зазорами: в передней опоре – 0,001...0,004 мм, в задней опоре – 0,003...0,006 мм.

9. Подшипники заполнить смазкой ЛКС-2 ТУ 38.101.1015 – 85. Прокрутить и вышедшую из подшипника смазку удалить. Перед заполнением смазкой подшипники тщательно промыть бензином Б70. Полости втулок слева и справа от подшипников заполнить этой же смазкой.

10. При сборке посадочные поверхности подшипников, корпуса, шпинделя и проставочных деталей покрыть тонким слоем этой же смазки.

11. Проверить плавность перемещения подпружиненных втулок.

12. Прорезные пружины должны обеспечивать двойной (лёгкий) натяг на каждую пару подшипников. Регулировку осуществлять подшлифовкой торцов пружин.

13. Головку в сборе балансировать динамически. Дисбаланс устранять снятием металла с внутренних поверхностей дет. 7, 8.

14. Головку предварительно обкатать на частоте, составляющей 50 % от номинальной скорости в течение 2 часов, затем на номинальной частоте вращения в течение 3 часов. При нагреве головки в зоне передней опоры выше допустимой температуры остановить её дать остыть и продолжить обкатку пока не установится допустимая температура. Нагрев не должен превышать величины, указанной в ТУ2-024-4716-87 подраздел 5.1.2 (таблица 5 п.4).

15. После обкатки на номинальной частоте вращения произвести проверку на шум в соответствии с подразделом 2.2 ТУ2-024-4716-87.

16. После обкатки произвести проверку по нормам точности согласно подразделу 5.2 ТУ 2-024-4716-87.

17. Консервацию и упаковку головки производить в соответствии с подразделом 1.5 ТУ2-024-4716-87.

18. Условия транспортирования и хранения – по ГОСТ 9.014-78, ГОСТ 23170-78 и ОСТ Н92-1-81. Категория условий транспортирования и хранения 2 (С) по ГОСТ 9.014-78.

Головки разрабатывались для обработки деталей авиационной техники. Так, например, одна из обработанных внутришлифовальных головок ВШГ 40.00.00 предназначена для обработки глубоких отверстий, расположенных на глубине до 1650 мм от торца детали. Общая длина головки с ремённым приводом 2415 мм, длина приводной части с крестовой муфтой порядка 500 мм, диаметр шлифовального круга 250 мм, диаметр шейки шпинделя в передней опоре 90 мм, наружный диаметр головки 160 мм на длине 1650 мм, частота вращения шпинделя 4000 об/мин. Результаты экспериментальных исследований показали хорошие нагрузочные характеристики шпинделя в широком диапазоне скоростей при работе с различными режимами обработки указанных выше деталей. При испытаниях на рабочей

частоте вращения избыточная установившаяся температура нагрева головки в области передней опоры 12...13 С⁰. Среднее отклонение от круглости обработанных образцов $\Delta g = 1,8$ мкм при среднеквадратичном отклонении $\sigma = 0,57$ мкм.

1. Holopov V., Kushnir A., Kurnasov E., Ganichev A., Romanov A. Development of digital production engineering monitoring system based on equipment state index // Proceedings of the 2017 IEEE Russia Section Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering Conference, ElConRus 2017 2017. С. 863-868.

2. Kholopov V.A., Kashirskaya E.N., Kushnir A.P., Kurnasov E.V., Ragutkin A.V., Pirogov V.V. Development of digital machine-building production in the Industry 4.0 concept // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2018. Т. 47. № 4. С. 380-385.

3. Кушнир А.П., Ю.А. Бойко, В.Б. Лившиц. Материалы и технологии. Saarbrücken Deutschland / Германия: LAP Lambert Academic Publishing, 2017. – 225 с. ISBN: 978-3-659-82772-3.

4. Kurnasov E.V. Design of housing components in NCCAD system // Russian Engineering Research. 2009. Т. 29. № 8. С. 841-847.

5. Kurnasov E.V. Creation of plastic zones and their cross sections in NC CAD equipment // Russian Engineering Research. 2009. Т. 29. № 2. С. 191-193.

6. Кушнир А.П., Лившиц В.Б., Мильчакова И.Е., Привезенцев В.И. Технология металлов и сплавов. Учебное пособие для академического бакалавриата. Гриф: УМО ВО. – М.: ЮРАЙТ, 2019. – 310 с.

7. Курнасов Е.В. Расширение функциональных возможностей высокоскоростных шпиндельных узлов // Автоматизация и современные технологии. 2005. № 7. С. 3-5.

8. Кушнир А.П., Курнасов Е.В. Моделирование мехатронной технологической системы резания // Мехатроника, автоматизация, управление. 2005. № 2. С. 53.

9. Кушнир А.П., Лизогуб В.А., Бондарь С.Е. Особенности проектирования высокоскоростных шпиндельных узлов приводов главного движения // ПУ: Привод и управление. 2001. № 3. С. 12.

10. Курнасов Е.В. Решение сложных задач управления движением приводов на основе программной среды // Автоматизация и современные технологии. 2009. № 11. С. 30-35.

11. Бондарь С.Е., Вергилис И.С. Шпиндельные узлы прецизионных станков. М.: НИИМАШ, серия С-1 станкостроение, 1975. 120 с.

12. Лизогуб В.А. Научные основы конструирования и технологии шпиндельных узлов металлорежущих станков. М.: Научтехлитиздат, 2002. 127 с.

13. Кушнир А.П., Курнасов Е.В. Управление натягом в технологической системе резания // Мехатроника, автоматизация, управление. 2005. № 3. С. 36.

14. Курнасов Е.В. Конструкции устройств создания и регулирования предварительного натяга подшипников в шпиндельных узлах на опорах качения // Справочник. Инженерный журнал с приложениями. 2004. № 9 (90). С. 23-31.

15. Авт Свид. 1814971 СССР, МКИ В 23 В 19/02, В 24 В 41/04. Высокоскоростной шпиндельный узел [Текст] / В. А. Лизогуб, А.П. Кушнир, С.Е. Бондарь и др. (СССР). – № 4909990/08; заявл. 11.02.91; опубл. 15.05.93, Бюл. № 18. – 2 с.: ил.

МЕТОД ИСПЫТАНИЯ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФРЕТТИНГЕ

А.Ю. Албагачиев, А.В. Михеев, М.А. Тананов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

В докладе приведено описание установки для испытания материалов в условиях фреттинга и метод обработки результатов измерений. Приведены экспериментально полученные зависимости величины износа от нагрузки и параметров колебаний.

При знакопеременных нагрузках одним из видов изнашивания поверхностей является фреттинг, который проявляется при вибрациях плотно контактирующих номинально неподвижных деталей с малыми амплитудами.

Механизм фреттинга относится к сложным процессам. Он, с одной стороны, включает физико-химические процессы, протекающие на молекулярном уровне, вследствие чего в зоне реального контакта образуются окислы металлов сопряженных деталей (фреттинг-коррозия). С другой стороны, он включает механические процессы разрушения и абразивного износа в зоне контакта в поверхностном слое. Продукты износа из-за малой амплитуды колебаний не могут покинуть зону контакта, сосредотачиваясь в локальной зоне, что приводит к разрушению поверхности. Преобладание того или иного механизма при разных параметрах процесса изменяется и по разному влияет на сопротивление усталости (фреттинг-усталость).

Для изучения явления фреттинг-износа был разработан стенд, показанный на рис. 1.

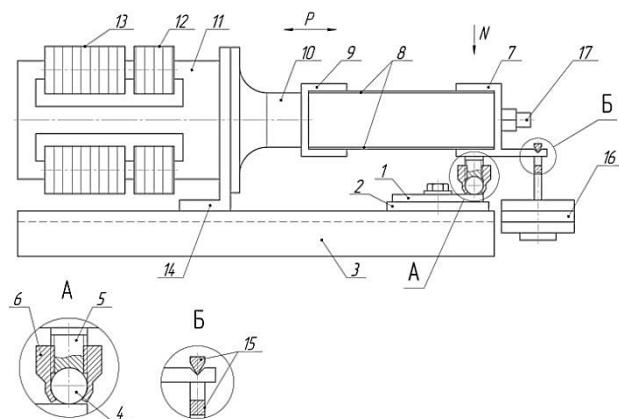


Рис. 1. Конструкция стенда.

Узел трения стенда состоит из контактирующих плоского образца и шара. Шару сообщается поступательное колебательное перемещение, а также, на него действует нормальная к поверхности образца сила нагружения.

Образец 1, представляющий собой неподвижный диск, закреплён на общем основании 3 при помощи установочного болта и подложки 2. Диск форма позволят проводить несколько испытаний на одном образце путём поворота вокруг установочного болта.

Контр-образец 4, выполненный в виде сферы, установлен в держатель 5 и зафиксирован гайкой 6. Сферическая форма обеспечивает нечувствительность к отклонению осей образца и контр-образца.

Механические колебания генерируются магнитострикционным преобразователем, состоящим из магнитопровода 11 с рабочей обмоткой 13 и обмоткой подмагничивания 12, концентратора 10 и кронштейна 14. Рабочая обмотка подключена к генератору синусоидальных колебаний с регулируемой амплитудой. Обмотка подмагничивания служит для установки рабочей точки магнитопровода и подключена к стабилизированному источнику тока

Преобразователь связан с держателем контр-образца через пружинный параллелограмм, образованный плоскими пружинами 8 и кронштейнами 7 и 9. Пружинный параллелограмм позволяет механически развязать продольные колебания и нормальное нагружение.

Нагружение (приложение нормальной силы) производится посредством наборных грузов 16, устанавливаемых на подвес 15, опирающийся призматическим выступом в паз кронштейна 7. Описанная конструкция подвеса позволяет компенсировать неточность установки основания на плоскости.

Для контроля формы и амплитуды колебаний применён акселерометр 17, измеряющий ускорение, по которому может быть вычислено перемещение. Сигнал с акселерометра поступает на осциллограф.

Пружинный параллелограмм преобразует поступательное движение концентратора во вращение с наклонной осью, рис. 2. В результате чего, шар перекачивается по плоскости. Износ происходит по поверхности кольца с диаметрами $D1$ и $D2$ на плоском образце и по шаровому слою с размерами $d1$, $d2$, l на контр-образце.

После проведения испытания определяли степень износа образца через площадь пятен износа на плоском образце, диаметр которых измеряется при помощи инструментального микроскопа. Площадь поверхности износа вычисляется по фотографии, сделанной через микроскоп. Масштаб снимка уточняется по ранее измеренным диаметрам. Следы износа на плоскости и шаре по форме повторяют друг друга, рис. 3.

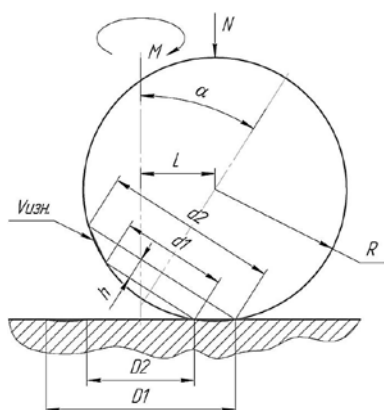
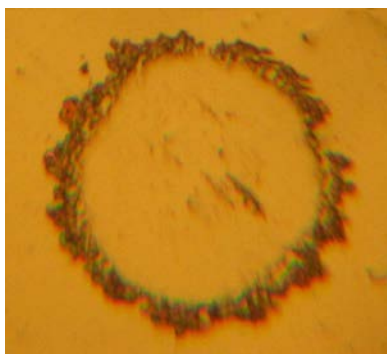
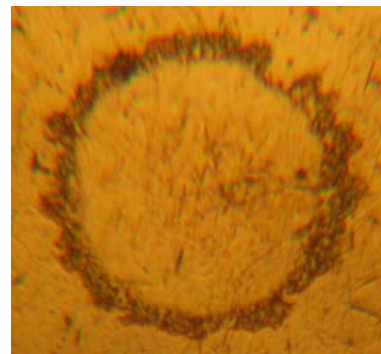


Рис. 2. Геометрия поверхностей трения.



а



б

Рис. 3: а – след на плоском образце, б – след на шаре (наружный диаметр 0,24мм).

Площадь поверхности износа шара принимается равной площади пятна на плоскости. Исходя из этого, можно вычислить размеры $d1$, $d2$, l . Объём удалённого металла вычисляется как разность объёмов шарового слоя и усечённого конуса.

Для определения зависимости степени износа при фреттинге от параметров колебаний и нагрузки были проведены испытания с образцом из стали 08X18H9T и шаром из стали ШХ15. Испытания производились на резонансной частоте магнито-стрикционного преобразователя – 12000Гц в течение 30 мин. Данные, обработанные по описанной выше методике, приведены в таблице 1 и графике на рисунке 4.

Таблица 1. Объём удалённого металла в мкм³.

Нагрузка, кгс / Вибро-ускорение	0,5	1	1,5	2	3	4	5
20g	48,5	38,1	10,4	23,5	0,72	3,4	10,6
30g	121	20,6	46,1	210	10,1	4,4	1,6
40g	566	504	535	1700	27,5	271	65
50g	2625	1810	1341	448	2042	4,1	138
60g	663	362	60,9	740	179	158	13,4

Во всех приведённых графиках присутствуют два минимума. Нелинейную зависимость величины износа от нормальной нагрузки можно объяснить переходом от фреттинг-коррозии к фреттинг-износу.

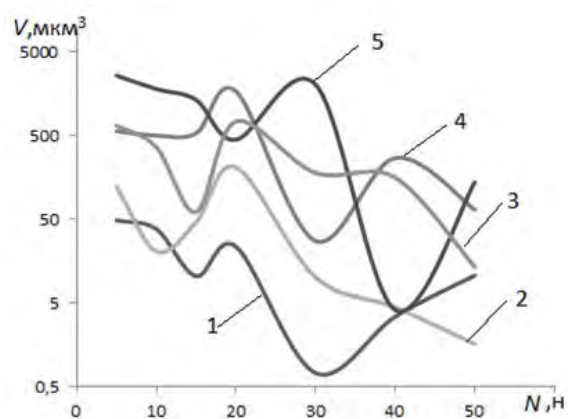


Рис. 4. Зависимость износа от нагрузки при ускорениях: 1 – 20 g, 2 – 30g, 3 – 40 g, 4 – 50 g, 5 – 60 g.

1. Дроздов Ю.Н. Прикладная трибология (трение, износ и смазка) / Ю.Н.Дроздов, Е.Г.Юдин, А.И.Белов. М.: Эко-Пресс, 2010. 604с.
2. Панова И.М., Язева Е.А. Анализ основных особенностей фреттинга деталей машин / Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. 2016. Т. 4, № 2.
3. Петухов А. Н. Фреттинг-коррозия и фреттинг-усталость в малоподвижных соединениях // Вестник СГАУ. 2006. № 2-1.
4. Уотерхауз Р.Б. Фреттинг-коррозия. Л.: Машиностроение, 1976. 276 с.
5. Голего Н.Л. Фреттинг-коррозия металлов / Н.Л.Голего, А.Я.Алябьев, В.В.Шевеля. Киев: Техника, 1974. 272 с.

ФРЕТТИНГ ИЗНАШИВАЕМЫХ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ

А.Ю. Албагачиев¹, В.Л. Попов²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; albagachiev@yandex.ru

²Department of System Dynamics and Friction Physics, Institut für Mechanik, TU Berlin, Germany

В докладе дан анализ существующих методов исследований фреттинг-износа и фреттинг-усталости, которые возникают в узлах трения и трибосопряжениях. Анализ показал, что необходима разработка математических моделей взаимодействия механизмов фреттинг-износа, усталости и демпфирования с учетом тепловыделения и диссипации тепла в зоне контакта. Также рассматриваются возможные подходы к решению поставленной задачи и требования к экспериментальному оборудованию.

Введение

Из всех существующих видов изнашивания фреттинг-износ и фреттинг-усталость являются малоизученными, но в то же время широко распространенными. Этому виду изнашивания при эксплуатации подвергаются все неподвижные и подвижные соединения узлов различных машин.

Фреттинг-износ и фреттинг-усталость, возникающие в узлах трения и трибосопряжениях подверженных вибрационным воздействиям, являются основными причинами выхода из строя машин и приборов, в том числе, узлов авиационной и космической техники, автомобилей и других транспортных средств, а также инструменты (резцы, фрезы, сверла, шлифовальные круги, штампы) и оборудование (станки, прессы), используемое при механической обработке деталей машин и получении заготовок. Из всех известных видов этот вид изнашивания является наименее исследованным. Процессы фреттинга носят сложный характер из-за комплексных воздействий многих механических, физических и химических факторов. Фундаментальной научной проблемой являются теоретические и экспериментальные исследования контактного взаимодействия в узлах трения и материалах, работающих в условиях фреттинга. Одной из главных задач исследований является выявление закономерностей взаимодействия механизмов фреттинг-износа, усталости и демпфирования с учетом тепловыделения и диссипации тепла в зоне контакта. Исследования связаны с моделированием динамики контактного взаимодействия в условиях фреттинга с учетом тепловых явлений, созданием физических моделей соответствующих процессов на основе теории подобия, а также с экспериментальными исследованиями фреттинг-износа, поверхностных повреждений при фреттинге в условиях проскальзывания на разных материалах и покрытиях. Результатом исследований будут: оценка соответствия теоретических моделей экспериментальным данным, установленные закономерности поверхностного разрушения, рекомендации по повышению сроков службы изделий подвергающихся фреттингу.

В зависимости от того, в каком направлении происходит колебание контакта, различают различные режимы фреттинга: при колебании в нормаль-

ном направлении на контактную плоскость речь идет о радиальном фреттинге. Классический случай колебания в контактной плоскости называется касательным, а случай качания вращения вокруг нормальной оси контактной плоскости называется торсионным фреттингом. Осциллирующий контакт ролика приводит к вращательному фреттингу.

Современное состояние исследований

В последние годы развиваются исследования в области триботехнического материаловедения покрытий (А.П. Семенов, М.М. Хрущов (мл.) и др.), в которых большое внимание уделяется характеру повреждений поверхности трения при испытаниях на фрикционную усталость. Коллектив исследователей, работающих в Берлинском техническом университете под руководством В.Л. Попова, является одним из ведущих в области компьютерного моделирования контакта трибологических поверхностей. Ими предложен, в частности, очень эффективный с точки зрения сокращения времени вычислений при расчете контакта криволинейных поверхностей метод «редукции размерности». Сходимость данного метода эффективнее, чем в обычных методах конечных (МКЭ) и граничных элементов, а точность при расчетах выше. Также в Берлинском техническом университете в настоящее время создается экспериментальная установка для исследования фреттинг-износа и фреттинг-усталости, которую предполагается доработать и использовать для изучения роли так называемого «релаксационного затухания» (relaxation damping), состоящего в образовании канала энергетических потерь, связанного с фреттингом и обусловленного локальными трениями - сцепления, проскальзывания и покоя материала в зоне контакта (Рис. 1).

Следует отметить, что в ранее проведенных исследованиях (они проводились при больших амплитудах и маленьких частотах) механизм фреттинг изнашивания раскрыт недостаточно. Например, нет четкости в описаниях временных стадий изнашивания – приработки, установившегося и катастрофического износа. До сих пор не исследовалась температура, генерируемая на контакте, и ее влияние на фреттинг. Одни исследователи считают, что она достигает 700°C, а другие – что она чуть выше комнатной. Кроме этого сама терминология, в которой

фреттинг-износ и фреттинг–усталость разделены, не вполне отражают сущность этих процессов, так как от начала до конца при контактном разрушении имеет место малоцикловая и/или многоцикловая усталость, абразивное и адгезионное виды изнашивания .

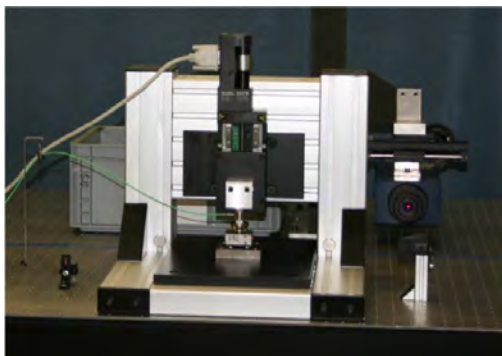


Рис. 1. Стенд для экспериментальных исследований процессов фреттинга

Механизмы фреттинга имеют механический и химический характер, что приводит к эластичной и пластической деформации, окислению, а также механическому и химическому взаимодействию верхних слоев контактирующих поверхностей. В отличие от износа при фреттинге частицы материала остаются в контакте и работают как третье тело. Таким образом, в контактах между металлическими поверхностями из-за фреттинга образуются оксидные слои большой твердости [1]. Возникающие износостойкие слои могут замедлять износ и усталость [2].

Для исследований фреттинга надо решить две задачи - определение распределения напряжения полей сдвига контактных тел, а затем расчет износа, вызванного напряжениями и сдвигом. Первая задача является одной из основных вопросов контактной механики [3].

Большинство подходов к численному исследованию фреттинга основаны на решении проблемы контакта с помощью методов конечных элементов.

Первое исследование по этому вопросу выполнено в 1994 году [4]. В работе был сформулирован критерий стабильности для связи между шагом интегрирования по времени, разрешением, коэффициентом износа, эластичными свойствами и скоростью скольжения.

Для повышения стабильности и скорости вычислений этого алгоритма был предложен [5] метод временной интеграции при работе на двух отдельных временных масштабах. Исследователи утверждали, что временная шкала износа на несколько порядков выше периодической продолжительности колебания, ответственной за фреттинг. Эта идея лежит во многих исследованиях по фреттингу. Независимо от двух вышеупомянутых публикаций, в 2007 году были опубликованы численные исследования по фреттингу клиновых валовых муфт [6]. Исследователи столкнулись с проблемой, заключающейся в

том, что применение МКЭ очень трудоемко и требует большого времени вычислений. Метод быстрого решения проблемы контакта в 2010 был рассмотрен в [7]. Решение основано на том, что контактную задачу всегда можно рассматривать как задачу минимизации, решаемую методом квадратичного программирования.

В нескольких публикациях были изучены различия и сходства различных мод фреттинга [8,9,10]. Было обнаружено, что во всех режимах фреттинга доминируют одни и те же механизмы износа: абразивный износ, окисление и расслаивание.

Во время процесса фреттинга, в отличие от износа, существует часть контактной области, в которой поверхности постоянно “прилипают” друг к другу. Таким образом, отсутствует относительное движение между поверхностями и, следовательно, отсутствует износ. За пределами этой области поверхности будут изнашиваться, тем самым снижая контактное давление [11]. В работе [12] указано, что это процесс заканчивается статическим состоянием, при котором отсутствует давление и, следовательно, износ. Общее решение для изношенного профиля в этом предельном состоянии было создано для осевых симметричных контактов [13].

Исследования на данную тему, проведенные с использованием предлагаемых подходов, относительно немногочисленны. В частности, вопросы, связанные с тепловыделением в зоне контакта при фреттинге, ранее не изучались. Сравнительные исследования структурных повреждений при фреттинге и при трении скольжения ранее не проводились.

Предлагаемые методы и подходы к решению поставленных задач :

В последние годы был разработан метод редукции размерности (MPP) (англ. - Method of Dimensionality Reduction (MDR) позволяющий сопоставить вращательную симметричную контактную задачу с одномерными контактными задачами. Это значительно упрощает математическое описание и процессов численного моделирования.

В монографиях [14] содержатся подробные сведения об использовании этого метода. Спектр контактных задач включает в себя нормальные, касательные, торсионные [15] и роликовые контакты, контакты с адгезией или между вязкоупругими материалами и контакты между шероховатыми поверхностями.

Для решения поставленных задач необходимо:

- Разработать модели тепловой динамики процессов контактного взаимодействия при фреттинге в рамках традиционно используемых для этого подходов.
- Провести численное моделирование процессов на многопроцессорных высокопроизводительных компьютерах на базе метода MPP.
- Проведение экспериментальных исследований фреттинг-износа и фреттинг усталости, а также проведение исследований особенностей поверхностных повреждений, возникающих в зоне контакта материалов при фреттинге, современными методами модели-

рования, а также проведение трибологических испытаний на фрикционную усталость с целью сравнения характера износоусталостных повреждений.

Для осуществления данных работ предполагают также создание и модернизацию испытательных стендов (Рис. 2).

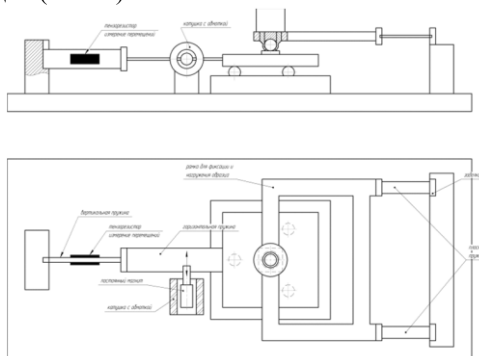


Рис. 2. Эскиз испытательной экспериментальной установки

Уровень исследований

Для решения поставленных задач необходимо:

- Разработать динамическую математическую модель фреттинга, включающую систему из уравнений описывающих изменения по времени силы, скорости, температуры, коэффициента распределения тепловых потоков, коэффициента трения, изнашивания, и результаты расчета по ней.
- Провести теоретические и экспериментальные исследования влияния параметров фреттинг-процесса – амплитуды, частоты, нагрузки, шероховатости на температурный режим.
- Создать методологию, методы и средства для проведения экспериментальных исследований. Разработать установки с автоматизированным регулированием нагрузки, заданной температуры, частоты и количества циклов фреттинга материалов (на примерах никелида титана, керамики, легированных сталей и т.п.) и покрытий, а также выработать технологические рекомендации по подбору материалов и покрытий повышающих износостойкость при фреттинге.

Выводы

Проведенный анализ поставленных задач показал, что при применении метода МРР и созданного и усовершенствованного экспериментального оборудования могут быть достигнуты следующие результаты:

- Проведено моделирование динамики контактных взаимодействий в условиях фреттинга с учетом тепловых явлений в зоне контакта на основе системы уравнений описывающих закономерности изменения: силы трения, скорости, теплового потока, генерируемого на контакте, его распределение между сопряженными поверхностями, контактной температуры при колебаниях коэффициента трения, величины фреттинг-износа.
- Разработана теория фреттинг-износа, использующая теорию подобия, включающая параметрическую модель фреттинга, основанную на использова-

нии безразмерных комплексов физических величин, расчетных критериях подобия и критериальных уравнениях.

- На основе данных о фреттинг-износе, экспериментально полученных при трибологических испытаниях и результатов компьютерного моделирования будет осуществлена верификация предложенных моделей фреттинга и определены границы их возможного использования в инженерных расчетах.
- Проведено экспериментальное исследование и получены новые закономерности: влияния геометрии сопряжения, амплитуды и частоты прикладываемой нагрузки на фреттинг-износ и фреттинг-усталость в ряде модельных материалов при простом режиме фреттинга.
- Выполнено сравнительное исследование морфологии поверхностей контакта и износоусталостных повреждений материалов при фреттинге и трении скольжения.
- Разработаны рекомендации по подбору оптимальной конфигурации трибосопряжений, соединений и контактов, работающих в условиях фреттинга, и выбору оптимальных технологий, обеспечивающих повышение их свойств.

1. Hirsch, M.R.; Neu, R.W.: A simple model for friction evolution in fretting. *Wear*, 2013, 301, S. 517-523.
2. Berthier, Y.; Vincent, L.; Godet, M.: Fretting fatigue and fretting wear. *Tribology International*, 1989, 22, S.235-242
3. Johnson, K.L.: *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, Cambridge, 1985
4. Johansson, L.: Numerical Simulation of Contact Pressure in Fretting. *Journal of Tribology*, 1994, 116, S.247-254.
5. Goryacheva, I.G.; Rajeev, P.T.; Farris, T.N.: Wear in Partial Slip Contact. *Journal of Tribology*, 2000, 123, S.848-856.
6. Ding, J.; McColl, I.R.; Leen, S.B.: The application of fretting wear modelling to a spline coupling. *Wear*, 2007, 262, S.1205-1216.
7. Nowell, D.: Simulation of Fretting Wear in Half-Plane Geometries-Part II: Analysis of the Transient Wear Problem Using Quadratic Programming. *Journal of Tribology*, 2010, 132, 021402
8. Zhu, M.H.; Zhou, Z.R.: An experimental study on radial fretting behaviour. *Tribology International*, 2001, 34, S.321-326.
9. Cai, Z.B.; Zhu, M.H.; Zhou, Z.R.: An experimental study of torsional fretting behaviours of LZ50 steel. *Tribology International*, 2010, 43, S.361-369.
10. Zhou, Z.R.; Zhu, M.H.: On the mechanisms of various fretting wear modes. *Tribology International*, 2011, 44, S.1378-1388.
11. Hills, D.A.; Nowell, D.: *Mechanics of Fretting Fatigue*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 1994.
12. Ciavarella, M.; Hills, D.A.: Brief note: Some observations on oscillating tangential forces and wear in general plane contacts. *European Journal of Mechanics – A/Solids*, 1999, 18, S.491-497.
13. Popov, V.L.: Analytic solution for the limiting shape of profiles due to fretting wear. *Scientific Reports*, 2014, 4, Nr.3749, doi:10.1038/srep03749
14. Heß, M.: *Über die Abbildung ausgewählter dreidimensionaler Kontakte auf Systeme mit niedrigerer räumlicher Dimension*. Cuvillier-Verlag, 2011, Göttingen
15. Willert, E.; Heß, M.; Popov, V.L.: Application of the method of dimensionality reduction to contacts under normal and torsional loading. *Facta Universitatis, Series Mechanical Engineering*, 2015, 13, S.81-90

УСТАНОВКА ИЗМЕРЕНИЯ СКОРОСТИ ТРЕЩИН

А.А. Алексеев, К.Н. Большев

Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова СО РАН, Якутск, Россия;
spinor03@gmail.com

Для экспериментального определения скорости ветвления трещины методом разрыва токопроводящих полос, создана измерительная установка на основе прецизионного преобразователя сигналов термометров сопротивления и термопар «Теркон», соединенного с компьютером. Проведены измерения скорости трещины при прямолинейном распространении и ветвлении.

Одной из малоизученных проблем современной механики и физики разрушения твердого тела является ветвление трещины, которое наблюдается в таких кристаллических и аморфных материалах, как стекло, сталь, алюминий, полимеры и скальные породы [1-3].

Для экспериментального исследования прямолинейного распространения трещины, перехода к режиму ветвления авторами разработана методика испытаний на растяжение плоских образцов из полиметилметакрилата (ПММА) с одним боковым надрезом. В данных исследованиях производилось измерение скорости трещины методом разрыва токопроводящих полос, где производится регистрация времени разрыва токопроводящих линии трещиной, начинающей движение от инициирующего дефекта при разрушении образца [4, 5].

Была создана измерительная установка на основе прецизионного преобразователя сигналов термометров сопротивления и термопар «Теркон» соединенного с компьютером через плату Ла-н10м8-100 (рис. 1):

1. Быстродействующая плата АЦП для шины PCI LA-n10M8-100 (ЗАО «Руднев-Шиляев», Москва).
2. Кабельные термопары ТХА (ПК «Тесей», Обнинск); токопроводящий клей КОНТАКТОЛ (Россия).
3. Блок питания DAZHENG PS-1302D (КНР).
4. Образцы из ПММА.
5. Универсальная разрывная машина Instron 1195 (Англия); охлаждающий агент – жидкий азот.
6. Прецизионный преобразователь сигналов термометров сопротивления и термопар «Теркон» (ООО «Термэкс», Томск).

На образцы с одного торца в средней части наносился боковой надрез глубиной 3 мм шириной 1,5 мм фрезерным инструментом, далее на поверхность наклеивались медные контактные площадки в верхней и нижней части, затем наносились регистрирующие полосы. К верхней общей медной площадке подключался источник питания, к нижним контактным площадкам подключалась измерительная схема, составленная из батареи сопротивлений номиналом от 10 Ом до 60 Ом, последовательно увеличивающаяся с шагом 10 Ом. В средней части пластины с обратной стороны фиксируется хромель-алюмелевая термопара для регистрации температуры пластины. Токопроводящие регистрирующие линии выполнялись из токопроводящего клея, который, в застывшем состоянии отличается малой пластичностью и толщиной слоя. Обработка

полученных данных с построением графиков произведена в программной среде Mathcad.

Были проведены серии испытаний на растяжение плоских образцов из полиметилметакрилата (ПММА) с одним боковым надрезом на универсальной разрывной машине «Instron» при температурах +20 °С и –60 °С. Проведены измерения скорости трещины при прямолинейном распространении одиночной трещины и множественном ветвлении с параллельным движением фронта нескольких трещин.

С помощью методики экспериментального определения скорости распространения, ветвления трещины, получены результаты на полимерных материалах, и планируется адаптация методики для использования на образцах (конструкциях) из стали.

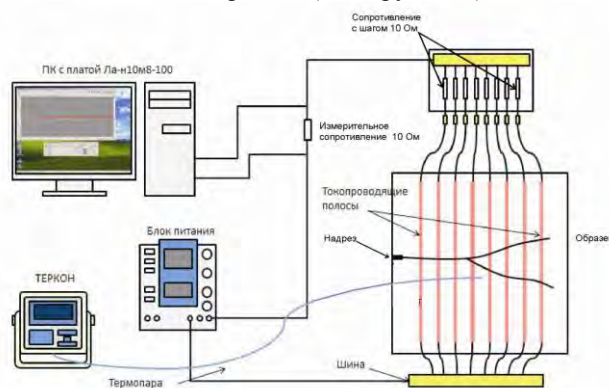


Рис. 1. Схема измерительной установки.

1. Лебедев М.П., Петров П.П., Большаков А.М. Надежность материалов и конструкций для холодного климата - основа безопасности и развития промышленного потенциала Севера России // Труды VII Евразийского Симпозиума по проблемам надежности материалов и машин для регионов холодного климата. Якутск, 2014. С. 11-17.
2. Гилязов А.А., Большаков А.М., Голиков Н.И. и др. Исследование несущей способности стареющих магистральных газопроводов в условиях Крайнего Севера // Газовая промышленность. 2006. № 1. С. 38-39.
3. Большаков, А.М. Оценка вероятности хрупкого разрушения труб и сосудов большого диаметра по критериям механики разрушения: Дисс. на соиск. уч. степ. к.т.н.: М., 1999. 117 с.
4. Алексеев А.А., Сыромятникова А.С., Большев К.Н., Большаков А.М., Иванов В.А., Андреев А.С. Критерии ветвления трещины: скорость трещины // Деформация и разрушение материалов. 2017. №12. С. 2-7.
5. К.Н. Большев, А.А. Алексеев, В.А. Иванов, А.С. Сыромятникова, А.М. Большаков, А.С. Андреев / Экспериментальное исследование скорости ветвления трещины в полимерах // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. Т. 84. № 4. С. 60-65.

РАЗРАБОТКА ПРОЦЕДУРЫ ОПЕРАТИВНОГО ДИАГНОСТИРОВАНИЯ МЕХАТРОННЫХ СИСТЕМ С МЕХАНИЗМАМИ ЦИКЛИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ

А.К. Алешин, Н.Л. Ковалева, Г.И. Фирсов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; firsovgi@mail.ru

На примере диагноза дефектных состояний механизмов поворотного стола с гидравлическим приводом рассмотрены методы распознавания дефектов на основе разложения по собственным векторам ковариационной матрицы случайного процесса и разложения по полиномам Якоби. Показано, что выбранный класс функций плохо приспособлен для распознавания предъявленных кривых и перспективным является метод разложения по собственным векторам ковариационной матрицы.

Одним из элементов мехатронных систем с механизмами циклического действия, входящими в состав машин различного технологического назначения, входят поворотные столы, быстродействие и надежность работы которых во многом определяют точность и производительность работы всей машины. Дефекты поворотных столов, определяющие надежность его работы, можно подразделить на дефекты, устранимые регулировкой, без разборки и замены деталей, так и дефекты, устранение которых связано с разборкой отдельных узлов и заменой деталей, что приводит к увеличению трудоемкости ремонта. Поэтому одним из путей решения задачи повышения быстродействия и надежности поворотных столов, наряду с совершенствованием конструкций, является диагностирование на всех этапах жизненного цикла (производство, эксплуатация, ремонт). Одним из важных элементов создания системы диагностики является выбор диагностических признаков, обладающих достаточной информативностью с точки зрения выявления того или иного дефекта поворотного стола.

Как показали исследования поворотных столов с гидравлическим приводом, непосредственно с дефектами отдельных механизмов связаны такие кинематические и силовые параметры, как величины скоростей, ускорений и давлений в различных точках гидросистемы. Поэтому они и были выбраны в качестве диагностических параметров для выявления дефектов. В целом, дефекты поворотных столов сказываются на изменениях диагностических параметров в виде отклонений характерных амплитудных значений и временных интервалов от соответствующих нормативных величин. Выбор диагностических признаков основывался на анализе структурно-следственных связей и оценке чувствительности диагностических признаков к дефектам.

Процесс распознавания диагностических параметров может быть основан на анализе локальных их свойств: амплитуд, временных интервалов, а так же на основе интегральных свойств – характера изменения диагностических параметров во времени, в течение цикла работы стола. Таким образом, процесс диагностирования можно свести к распознаванию плоских кривых.

Общим приемом распознавания кривых является их отображение в конечномерное пространство

признаков Π_n [1]. Каждой кривой K_i в пространстве Π_n ставится по определенному правилу вектор \bar{k}_i с компонентами $(k_{i1}, k_{i2}, \dots, k_{in})$. Геометрически это соответствует точке в многомерном пространстве Π_n . Если для каждого дефекта установлен класс $\{K_i\}$ характерных кривых, то совокупность векторов $\{\bar{k}_i\}$ образует область в пространстве Π_n . Эта совокупность используется в качестве обучающей выборки.

Если для распознавания предъявлена кривая K (соответствующий ей вектор \bar{k} имеет компоненты k_j^* в Π_n), то постановка диагноза означает отнесение точки k_j к наиболее «близкой» области. При этом «близость» оценивалась по расстоянию ρ , в качестве которого может быть принята, например, евклидова метрика:

$$\rho_i(K, K_i) = \left[\sum_j (\lambda_{ij} (k_j - k_{ij})^2) \right]^{0,5}$$

где λ_{ij} - j -ая компонента i -го вектора весовых коэффициентов.

Одним из возможных способов определения весовых коэффициентов является следующий

$$[1] \lambda_{ij} = \left(\prod_{\rho=1}^n \sigma_{i\rho} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{1}{\sigma_{ij}}, \text{ где } \sigma_{ij} - \text{среднеквадратическое}$$

отклонение j -ой компоненты вектора K_i .

Основным вопросом, возникающим при распознавании кривых, является вопрос о подходящем выборе признаков, по которым проводится классификация кривых в пространстве Π_n .

Переход от плоской кривой K к набору чисел $\{k_j\}$ связан с потерей информации. Однако в совокупности величин $\{k_j\}$ должно остаться достаточно информации, чтобы правильно провести классификацию кривой K . Целесообразно задачу распознавания связать с задачей аппроксимации распознаваемой кривой, а в качестве признаков $\{k_j\}$ использовать коэффициенты аппроксимирующего ряда [2]. Чем точнее аппроксимация кривой, тем меньше потеря информации при переходе к ее образу. Однако количество членов аппроксимирующего ряда определяет сложность и скорость решения задачи и необходимо стремиться к возможному уменьшению их числа.

Способ аппроксимации распознаваемых кривых

зависит от способа их интерпретации. Они могут рассматриваться либо как реализации случайного процесса, либо как квазидетерминированный процесс. В первом случае эффективно применение разложения по собственным векторам ковариационной матрицы M [3, 4]. Для второго случая в работе исследуется возможность применения классических полиномов Якоби [2, 5].

При исследовании указанных методов в качестве распознаваемого диагностического параметра использовалась угловая скорость $\omega(t)$ планшайбы поворотного стола с механизмом фиксации из плоских зубчатых колес. При машинном распознавании кривая $\omega(t)$ задается в виде конечного множества Λ чисел, снятых с определенным шагом $t_{ин}$, т.е. в виде вектора, компонентами которого являются значения $\omega(I)$, где I - номер компоненты.

Для каждого дефекта может быть установлен класс кривых $\{\omega(t)\}$. При этом, в рамках одного класса, кривые могут несколько различаться между собой. Это связано с различием в степени развития дефекта, помехами в измерительной и регистрирующей аппаратуре. Иначе говоря, каждое состояние (каждый дефект) характеризуется некоторым «пучком» кривых, которые можно рассматривать как реализации случайного процесса [6]. В машинном представлении эти реализации представляются как случайные векторы и задача диагностирования сводится к задаче распознавания случайных векторов.

Использование изложенных методов распознавания кривых рассмотрим на примере диагностики четырех характерных состояний механизма, как открытие дросселя торможения, затянут дроссель скорости, затянут дроссель торможения и работоспособное состояние.

Как указывалось выше, задачу распознавания целесообразно связать с задачей аппроксимации случайных векторов. Известно, что векторы, обеспечивающие минимальное число членов разложения при заданной среднеквадратичной погрешности аппроксимации, находятся как собственные векторы ковариационной матрицы M , построенной по кривым данного класса [4], т.е. $(M-\lambda E)\varphi = 0$, где λ - собственные числа, E - единичная матрица, φ - собственные векторы. Для каждого класса полученных экспериментальных кривых была построена ковариационная матрица M_i . Величина элемента $m_{e,q}$ ковариационной матрицы равна:

$$m_{e,q} = \frac{\sum_r [\omega_r(e) - \bar{\omega}(e)][\omega_r(q) - \bar{\omega}(q)]}{r-1},$$

где $\bar{\omega}(e)$, $\bar{\omega}(q)$ - среднее значение ω в точках e и q , r - количество реализаций. Учитывая, что реальные кривые имеют различную длину, для построения матриц M они все дополнялись нулями до кривой наибольшей длины.

Все распознаваемые кривые были представлены девятнадцатимерными векторами. Таким образом, все четыре ковариационные матрицы имеют

размер 19×19 . С помощью программной среды MATLAB определены девятнадцать собственных чисел λ_χ ($\chi = 1, 2, \dots, 19$), и соответствующие им собственные векторы φ_χ . Коэффициенты разложения $k_{i\chi}$ кривых $\omega(t)$ по базисным векторам определялись как результат скалярного произведения

$$k_{i\chi} = \sum_{I=1}^{19} \omega_i(I) \varphi_\chi(I),$$

где $\omega_i(I)$ - отсчеты функции $\omega(t)$, $\varphi_\chi(I)$ - I -ая компонента χ -го собственного вектора. Числа $k_{i\chi}$ являются признаками распознаваемых кривых.

Построенные области, занимаемые образами распознаваемых кривых, показали, что области, кроме области для затянутых дросселей скорости и торможения, не связаны. Разложение кривых проводилось по первым двум собственным векторам φ_1, φ_2 для матрицы, построенной по выборке кривых, соответствующих работоспособному состоянию.

Предварительно формируются четыре пары девятнадцатимерных собственных векторов, по числу дефектов, распознаваемых по параметру $\omega(t)$ и образы эталонных кривых, типичные для каждого из четырех распознаваемых состояний. Они получают в результате разложения обучающих кривых по соответствующим собственным векторам. При этом, каждый дефект характеризуется тремя кривыми, соответствующим «слабой», средней и сильной степени развития дефекта. Указанное деление является качественным и основывается на опыте исследования механизма.

После регистрации параметра $\omega(t)$ и виде вектора $\omega(I)$, в каждом из базисов определяются коэффициенты разложения k_{i1}, k_{i2} ($i = 1, 2, \dots, 4$). Затем в каждом базисе определялось среднее расстояние ρ_i между вектором (k_{i1}, k_{i2}) и векторами обучающей выборки. Сравнение ρ_i с соответствующим пороговым значением позволяет установить возможность определения состояния по предъявленной кривой. Если все $\rho_i > \rho_{ин}$, то состояние не определено. Если хотя бы одно из $\rho_i < \rho_{ин}$, то ставится диагноз. Величина $\rho_{ин}$ определялась по обучающей выборке как наибольшая сумма расстояний между образами кривых обучающей выборки.

Поскольку постановка диагноза основана на сравнении величин ρ , найденных в различных базисах, необходимо, чтобы векторы всех применяемых базисов были нормированы. Норма вектора определяется как $\|\varphi\| = \sqrt{(\hat{\varphi}, \hat{\varphi})} = \sqrt{\sum_I \varphi^2(I)}$, где $\hat{\varphi}$ - ненормированный вектор. Каждая компонента нормированного вектора равна $\varphi(I) = \hat{\varphi}(I) / \|\varphi\|$.

Как показал машинный эксперимент, из 12 предъявленных для распознавания кривых 9 были распознаны правильно. Надежность распознавания составляет 0,75. Повысить надежность распознавания можно путем увеличения размерности пространства признаков, объема обучающей выборки за счет подбора весовых коэффициентов. В данном

случае пространство признаков было однородно и изотропно, т.е. все $\lambda_{ij} = 1$.

Выбор полинома Якоби к качеству аппроксимирующего класса функций был основан на следующей их особенности. Точность аппроксимации заданной функции системой полиномов неодинакова на различных участках отрезка определения функции. Наибольшая точность достигается на том участке, где весовая функция $p(I)$ принимает наибольшие значения [5]. Эта особенность полиномов использовалась для распознавания следующим образом. Дефект приводит к отклонению диагностического сигнала $\omega(t)$ от эталонной кривой. Для каждого дефекта установлены характерные отклонения, которые наблюдаются на различных участках всего отрезка изменения $\omega(t)$.

В частности, анализ отклонения текущей кривой $\omega(t)$ от эталонной для дефекта, связанного с чрезмерно затянутым дросселем торможения, показал, что при этом отклонения происходят в области, ближе к концу отрезка изменения. Если в качестве аппроксимирующей системы полиномов выбрать такие, которые наиболее точно аппроксимируют функции в указанной области, можно наиболее точно контролировать отклонения предъявленной для распознавания кривой на заданном участке. Следовательно, наиболее надежно можно контролировать наличие или отсутствие соответствующего дефекта. Для полиномов Якоби весовая функция $p(x)$ имеет вид $p(x) = (1-x)^A(1-x)^B, x \in [-1, 1]$, где $A, B > -1$.

Задавая различными значениями A и B , можно получать наибольшие значения $p(x)$ на любых участках отрезка изменения распознаваемых кривых $\omega(t)$. Это позволяет подбирать для распознавания каждого дефекта соответствующий базис из полиномов, поскольку последние однозначно определяются по весовой функции. Для построения последовательных полиномов Якоби удобно пользоваться следующей рекуррентной формулой

$$(n+1)(n+1+A+B)(2n+A+B)J_{n+1}(x) - 0,5[2n+A+B+1] \times [(2n+A+B) \times (2n+A+B+2)x + (A^2 - B^2)]J_n(x) + (n+A)(n+B+2)(2n+A+B)J_{n-1}(x) = 0.$$

При этом, первые три полинома имеют вид:

$$J_0(x) = 1;$$

$$J_1(x) = 0,5[(A+1)(x+1) + (B+1)(x-1)];$$

$$J_2(x) = 0,125[(A+1)(A+2)(x+1)^2 + 2(A+2)(B+2)(x^2 - 1) + (B+1)(B+2)(x-1)^2].$$

Поскольку при машинном распознавании кривая ω задается в виде конечного множества Λ чисел, снятых с определенным шагом $t_{ш}$, система полиномов $J_n(x)$ с помощью преобразования $x = [2(I-1)/(\Lambda-1)] - 1, I = 1, 2, \dots, \Lambda$, может быть задана на множе-

стве равноотстоящих точек. В этом случае признаки кривой ω определяются как результат скалярного произведения $k_{i,j} = \sum_{I=1}^L \omega_i(I)J_j(I)p(I)$, где $\omega_i(I)$ - отсчеты функции $\omega(t)$, $p(I)$ - значения весовой функции в равноотстоящих точках.

Задача свелась к подходящему выбору для каждого дефекта базисных полиномов, которые, в свою очередь, определяются значениями A и B . Величины A и B изменялись в пределах от 0,5 до 5 с интервалом 0,5, и для каждого дефектного состояния подбирался наилучший базис. Критерием при выборе была величина коэффициента ξ_i [] $\xi_i = \bar{\rho}_i^{-1} / \sum_l \bar{\rho}_l^{-1}, i = 1, 2, \dots, 4; l = 1, 2, \dots, 4$, где $\bar{\rho}_i$ - среднее расстояние между характерной кривой для i -го состояния и эталонными кривыми для этого же состояния, $\bar{\rho}_l$ - среднее расстояние между характерной кривой i -го состояния и эталонными кривыми для l -го состояния.

Чем больше ξ_i , тем надежнее распознавание, так как величина ξ определяет соотношение размеров областей, занимаемых образами, с расстояниями между областями. Чем дальше удалены области друг от друга, тем надежнее распознавание.

Как показали машинные эксперименты по распознаванию, использование выбранных полиномов не обеспечивало удовлетворительной надежности распознавания. Из 12 предъявленных для распознавания кривых восемь были установлены неправильно. Были построены области, занимаемые образами распознаваемых кривых, сформированных в результате разложения по полиномам Чебышева второго рода. Показано, что построенные области имеют общие точки пересечения, что ухудшает надежность распознавания. Таким образом, можно заключить, что выбранный класс функций J_n плохо приспособлен для распознавания предъявленных кривых и перспективным является метод разложения по собственным векторам ковариационной матрицы.

1. Биргер И.А. Техническая диагностика. - М.: Машиностроение, 1978. - 238 с.
2. Илюхин А.Г., Коваленко В.П. Численные методы обработки информации при исследовании динамических систем. - Киев: Наукова думка, 1971. - 176 с.
3. Малиновский Л.Г. Анализ статистических связей. Модельно-конструктивный подход. - М.: Наука, 2002. - 688 с.
4. Себастиан Г.С. Процессы принятия решений при распознавании образов. - Киев: Техника, 1965. - 150 с.
5. Гончаров В.А. Теория интерполирования и приближения функций. - М.: Гостехтеориздат, 1954. - 324 с.
6. Добрынин С.А., Фельдман М.С., Фирсов Г.И. Методы автоматизированного анализа вибрации машин. - М.: Машиностроение, 1987. - 221 с.

КРИСТАЛЛЫ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ ЛЕГИРОВАННЫЕ ЦЕРИЕМ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

В.В. Алисин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; vva-imash@yandex.ru

Проведены лабораторные испытания на трение и износ образцов наноструктурированных частично стабилизированных кристаллов диоксида циркония (кристаллы ЧСЦ). Исследуются трибологические свойства кристаллов ЧСЦ при трении без смазки по стальному и керамическому контртелу в диапазоне контактных давлений $2,5 < p < 25$ (МПа) и скорости скольжения $0,2 < v < 20$ м/с. Установлено, что лучшими трибологическими характеристиками обладают легированные оксидом церия (CeO_2)

Целью данной работы является сравнительная оценка интенсивности изнашивания и коэффициентов трения керамических материалов на основе диоксида циркония, перспективных для применения в узлах трения.

Материалы и методы.

Объектами исследования являлись: образцы наноструктурированного кристалла $\text{ZrO}_2 + 3$ мол.% Y_2O_3 , микролегированного оксидом церия. Количество стабилизирующей добавки обосновано работами [1], а также поликристаллический алмаз, как эталон сравнения. Образцы изготавливались в виде коротких стержней (пальчиков) с квадратным сечением $5 \times 5 \cdot 10^{-3}$ м и длиной $5 \dots 15 \cdot 10^{-3}$ м. Торцевые рабочие поверхности пальчиковых образцов плоские с шероховатостью $Ra=0,8$. Контртело выполнено в виде диска диаметром 12×10^{-2} м, изготовленного из закаленной инструментальной стали У10А, HRC 49-52 и из керамики $\text{ZrO}_2 + 17$ мол.% CeO_2 .

Исследование износостойкости материалов проводилось на универсальной машине трения УМТ-1 по схеме диск-палец с непрерывной регистрацией момента трения. Перед испытанием образцы (пальчики и диск) обезжиривались, промывались (спирт, ацетон) и высушивались на воздухе. Плавно увеличивая нагрузку до расчетной образцы прирабатывались, установившийся режим контролировался по изменению момента сил трения. По результатам испытаний для каждого образца рассчитывались интенсивность изнашивания $J = \Delta h / L$ (Δh – толщина изношенного слоя на пути трения L), величина коэффициента трения $f_c = F / P$ (F – сила трения, P – нагрузка) и относительная износостойкость $\epsilon_0 = J_{\text{мин}} / J_i$, представляющая отношение интенсивности изнашивания наиболее износостойкого кристалла ЧСЦ ($J_{\text{мин}}$) к интенсивности изнашивания данного кристалла J_i . Коэффициент трения f_c определялся на завершающем этапе испытания трибосопряжения на износ, когда величина силы трения F принимала стабильное значение. Испытание каждого нового образца проводилось по новой дорожке трения контртела. По завершению эксперимента измерялась линейная величина износа Δh образца кри-

сталла ЧСЦ. Износ стального контртела устанавливался профилографированием дорожки трения. Конструктивная доработка крепления образцов на машине трения УМТ-1 и подготовка их поверхностей обеспечила практически полное сопряжение образцов по всей номинальной площади их касания.

Результаты и их обсуждение.

С целью сравнительной оценки триботехнических свойств кристаллов ($\text{ZrO}_2 + 3$ мол.% Y_2O_3) проведено изучение зависимостей коэффициентов трения f от среднего контактного давления p для кристаллов ЧСЦ и поликристаллического алмаза. Для этих испытаний из указанных материалов были изготовлены пальчиковые образцы. В качестве контр-тела использовался диск [У 10 А, HRC 49-52] Режимы испытаний: диапазон изменений среднего контактного давления $2,5 < p < 25$ МПа; скорость скольжения $v = 0,2$ м/с; режим трения – без смазки. Результаты испытаний приведены на рис.1.

Для исследованных трибосопряжений с ростом среднего контактного давления величины f составили: [кристалл $\text{ZrO}_2 + 3$ мол.% Y_2O_3] – У10А – коэффициент трения снижается от $f = 0,45$ до $f = 0,32$; [$\text{ZrO}_2 + 17$ мол.% CeO_2 , спеченный] – У10А – коэффициент трения снижается от $f = 0,5$ до $f = 0,36$; алмаз поликристаллический – У10А – коэффициент трения практически постоянен $f \approx 0,32$. В исследованном диапазоне средних контактных давлений p коэффициенты трения f для кристаллов [$\text{ZrO}_2 + 3$ мол.% Y_2O_3] практически совпадают со значениями f для алмаза поликристаллического (в диапазоне $5 < p < 25$ МПа). Для оценки влияния материала контртела на величину f испытания проводились при тех же самых режимах, что и в предыдущем эксперименте ($2,5 < p < 25$ МПа; $v = 0,2$ м/с; режим трения – без смазки), но контртело (диск) было изготовлено из керамики [$\text{ZrO}_2 + 17$ мол.% CeO_2 , спеченный].

Сочетание керамических материалов в трибосопряжениях, а также значения интенсивности изнашивания J и относительной износостойкости ϵ для них представлены в табл. 1. Относительная износостойкость $\epsilon_1 = J_d / J_n$, где J_d и J_n – интенсивности изнашивания для материалов диска и пальчика. Практически во всем диапазоне средних контактных

давлений значения коэффициентов трения для трибосопряжения [кристалл $ZrO_2+3\%Y_2O_3$] - [($ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный)] несколько ниже, чем для трибосопряжения [$ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный] - [$ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный].

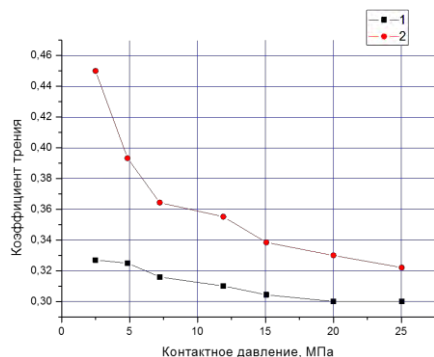


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения f от среднего контактного давления p , контртело (диск) – сталь У1 А: 1 – алмаз поликристаллический. 2 – кристалл ЧСЦ (3% Y_2O_3).

Таблица 1. Значения интенсивностей изнашивания J и относительной износостойкости ϵ для материалов [$ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный] и [кристалл $ZrO_2+3\%Y_2O_3$].

Пальчиковый образец	Диск	$J_n \cdot 10^7$ палец	$J_d \cdot 10^7$ диск
($ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный) $H_v = 11540$ МПа	($ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный) $H_v = 11540$ МПа	6,0	6,5
кристалл (ЧСЦ+ 3мол.% Y_2O_3) $H_v = 13070$ МПа	($ZrO_2+17\%CeO_2$, спеченный) $H_v = 11540$ МПа	1,5	21

Интенсивность изнашивания контртела (сталь У10А) при сочетании с образцами кристаллов ЧСЦ с различным содержанием стабилизирующей добавки Y_2O_3 изменяется относительно мало и находится в диапазоне $4,70 \cdot 10^{-8} \leq J_{У10А} \leq 6,0 \cdot 10^{-8}$. Минимальные значения $J_{У10А} = 4,70 \cdot 10^{-8}$ соответствуют (2,5 – 3,0)% Y_2O_3 . Повысить износостойкость контртела в сопряжении с керамическими материалами возможно применением износостойких металлокерамических покрытий и наплавов. Полученные ранее [2] экспериментальные данные показали, что наилучшими триботехническими свойствами по критерию минимизации износа обладают кристаллы ЧСЦ с содержанием стабилизирующих добавок 3,5 – 4% Y_2O_3 - [$ZrO_2 - 3,5\% Y_2O_3$] и обладают самой высокой трещиностойкостью и пластичностью из известных кристаллов и керамик. В таблице 2 приведено сравнение механических характеристик керамических материалов перспективных для применения в узлах трения механических модулей приборов и микроэлектронных механических систем (МЭМС)

Таблица 2. Механические характеристики керамических материалов.

Материал	E ГПа	HV (ГПа)	K_{IC} МПа*м ^{1/2}
$ZrO_2+3\%Y_2O_3$	353	15	10
SiC	400	29	4
Si_3N_4	300	15	5-8
Al_2O_3	380	22	2,3-3,5

Заключение.

Экспериментально установлено, что наноструктурированные кристаллы диоксида циркония перспективны при решении задач микротрибологии, особенно в микроэлектронике и механических модулях приборов. Совершенствование характеристик микроэлектронных механических систем (МЭМС) будущего в большой мере определяется более высокими значениями характеристик механических и трибологических свойств нового конструкционного материала. Сравнение механических свойств кристаллов ЧСЦ со свойствами материалов камней применяемых в опорах точных приборов показывает, что характеристики вязкости и пластичности ЧСЦ кристаллов значительно выше, чем у любых других керамических материалов, а также кристаллов кремния. Вследствие хрупкости кристаллов кремния в технологии производства МЭМС необходимо, чтобы все механические процессы, такие как резка, точение и полировка, должны быть минимизированы или устранены. В результате механической обработки получают хрупкие кромки и поверхностные дефекты, которые могут привести к сколам и/или создать внутренние напряжения с последующими последствиями к поломке. По трибологическим свойствам (коэффициенту трения и износостойкости) кристаллы ЧСЦ уступают только алмазу.

- Осико В.В. Влияние стабилизирующей добавки Y_2O_3 на трибологические свойства нанокристаллического материала на основе диоксида циркония/ Осико В.В, Алисин В.В, Вишнякова М.А. и др.// Заводская лаборатория, диагностика материалов. 2006. №4. С. 47-52
- Borik M.A. Structure and mechanical properties of crystals of partially stabilized zirconia after thermal treatment/ Borik M.A., Vishnyakova M.A., Voitsitskii V.P. and others // Inorganic Materials. 2007. T. 43. № 11. С. 1223-1229

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА САМОСМАЗЫВАЮЩЕГОСЯ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКОГО КОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА

В.В. Алисин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; vva-imash@yandex.ru

Проведена обработка металлокерамического образца материала в парах селена с целью создания самосмазывающегося высокотемпературного композита за счет создания в материале включений селенида железа. Исследуются трибологические свойства полученного композиционного материала в условиях температуры 700 °С при трении без смазки по стальному контртелу.

Целью данной работы является установление эффективности обработки парами селеноидов композиционных материалов для улучшения антифрикционных свойств.

Материалы и методы.

Основой для синтеза самосмазывающегося композита был выбран материал следующего состава: C-18...20%; Si-3,5...5%; P-0,4...1,5%; Mn-0,4...0,5%; Cu-0,5...1,0%; Fe-75%, пористость которой составляла 10...15% (рис.1). Образцы выполнены в форме пластин 10x10x8 мм.

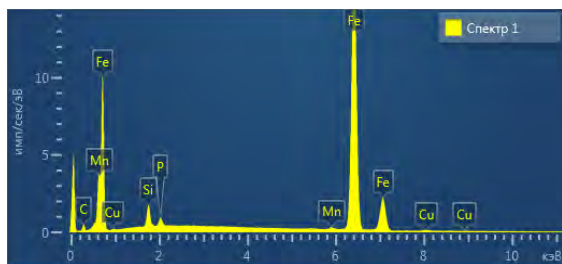


Рис. 1. Рентгеновский спектр поверхности.

Халькогенид железа образовывался путем обработки образцов в реакторе [2], который приведен на рис. 2. Образование паров селена осуществляется путем нагрева селена до температур более 800 °С. Далее осуществляется выдержка образцов и плавное остывание камеры.



Рис.. 2. Общий вид установки для обработки образцов в парах селена.

Контроль механических свойств осуществлялся на кинетическом микротвердомере на основе компактной платформы CSM Instruments

MHT-Z-AE-0 00 (Швейцария). Точность позиционирования прибора составляет 0,1 мкм. Трибологические испытания выполнены на высокотемпературный стенд ВТМТ-1000, с учетом термоизоляции узел нагрева позволяет разогревать испытуемые образцы до температуры 1000 °С [3]. Испытания проведены при трении образцов по пальчиковой схеме при температуре 700 °С на поверхности трения.

Результаты и их обсуждение.

При внешнем трении твердых тел разрыв и рекомбинация связей происходит как на границе контактирующих тел, так и под их поверхностью вызывая изнашивание. Для внешнего трения необходимо, чтобы прочность фрикционной связи была ниже, чем прочность контактирующих тел. Иначе каждый акт контактирования будет сопровождаться вырыванием материала из области контакта или схватыванием. При трении материалов в точках фактического контакта создается смазочный слой из адсорбированных молекул. Выделяемый при нагреве пар халькогена мгновенно вступает в реакцию с материалом контртела образуя в зонах фактического контакта мягкий модифицированный слой, обладающий низким сопротивлением сдвигу. На рис. 3 приведена диаграмма вдавливания индентора Виккерса полученная по методике [4] кинетического микроиндентирования.

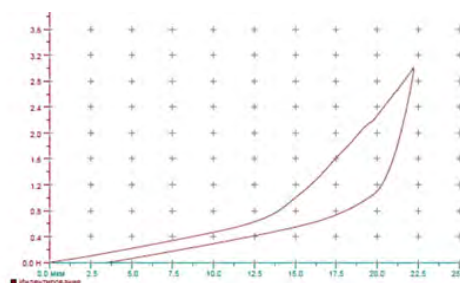


Рис. 3. Диаграммы вдавливания микроиндентора Виккерса в композит обработанный в парах селена.

Установлено, что при приложении нагрузки в 1 Н индентор заглубляется на 15 мкм, а увеличение нагрузки в 3 раза приводит к дополнительному заглублению на 5 мкм. Принимая во внимание, что твердость обратно пропорциональна глубине внедрения, то поверхностный слой мягче основы более,

чем в 20 раз. На рис. 4 приведена зависимость коэффициента трения от нагрузки

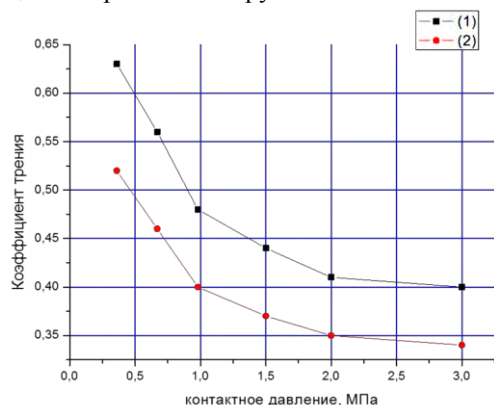


Рис. 4. Влияние нагрузки на коэффициент трения при скольжении металлокомпозита по стали 40X13: 1 – в исходном состоянии; 2 – после обработки в парах селена.

Экспериментально установлено устойчивое снижение коэффициента трения с увеличением нагрузки. При нагреве образцов халькогенид железа распадался и выделял пары селена, которые адсорбировались на поверхности трения переводя режим сухого трения в режим трения с граничной смазкой.

1. Васильев Ю.Н. Трение твердых смазочных материалов// Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012, №9, с. 28-33.
2. А.И. Лукьянов, М.Н. Рошин. Высокотемпературный синтез самосмазывающихся металлокерамических композитов
3. Алисин В.В., Лукьянов А.И., Рошин М.Н. Разработка и исследование узлов трения, работающих при высоких температурах, применительно к космическим аппаратам// Вестник НПО им. С.А. Лавочкина. 2019. № 1/43. С. 61 – 65
4. ISO/DIS 14577 -1:2002 «MetallicMaterials –Instrumented Indentation Testfor Hardnessand Materials Parameters. Н.

ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ МЕХАНИЗМОВ МЕХАТРОННОГО КОМПЛЕКСА

А.Е. Архипов¹, В.А. Булатников¹, А.А. Дородных¹

¹Юго-западный государственный университет, Курск, Россия; alex.dorodnych@mail.ru

Представлены кинематическая и динамическая модели мехатронного комплекса, предназначенного для обнаружения, фиксации и складирования подвижных объектов. Перечисленные модели разработаны с помощью программного обеспечения Matlab Simulink и позволяют определить текущее местоположение подвижного объекта и исполнительных механизмов при перемещении.

Цель

В данной статье представлены кинематическая и динамическая модели, разработанные с помощью программного обеспечения Matlab Simulink. Рассмотрены пример построения устройства для моделирования перемещений исполнительных механизмов мехатронного комплекса. Основной целью является повышение быстродействия и точности заданных траекторных перемещений при выполнении мехатронным комплексом рабочего цикла в автоматическом режиме управления.

Материалы и методы

Мехатронный комплекс предназначен для автоматизации технологических процессов и выполняет следующие технологические операции (ТО): перемещение исполнительных механизмов, обнаружение, фиксацию и складирование подвижных объектов. В качестве подвижного объекта используется шар из целлюлозы. Основными компонентами мехатронного комплекса являются: пневматические исполнительные механизмы (ИМ), управляемые с помощью программируемого логического контроллера (ПЛК) Siemens S7-1200; система обнаружения подвижных объектов и контроля перемещения ИМ в режиме реального времени, состоящая из магнитных датчиков положения и оптического датчика. На изображении представлен внешний вид (рис.1) комплекса, а схема подключения компонентов и принцип действия более подробно изложены в работе [1].

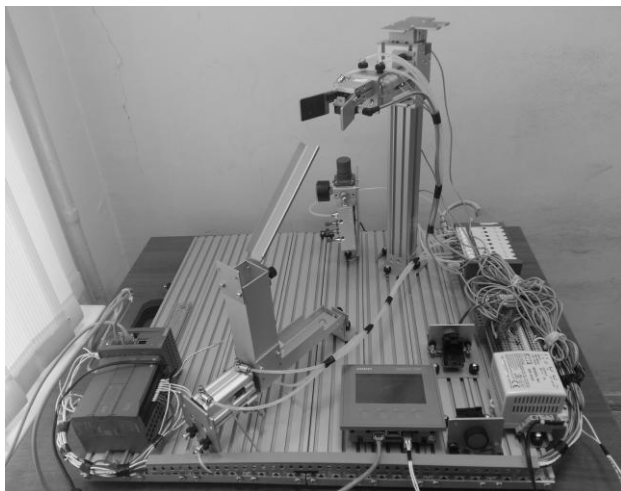


Рис.1. Внешний вид мехатронного комплекса

При выполнении мехатронным комплексом рабочего цикла в автоматическом режиме управления [2], наибольшее внимание требует такая технологическая операция как фиксация подвижного объекта. Успешное выполнение данной операции зависит от точности заданных траекторных перемещений исполнительных механизмов и текущего положения подвижного объекта в пространстве.

Проблемная ситуация заключается в том, чтобы зафиксировать подвижный объект с гарантированной надежностью. Для этого необходимо совместить центральную ось пневматического схвата (ПС) относительно положения подвижного объекта. Одним из путей решения проблемной ситуации может выступать метод моделирования.

Метод моделирования позволяет представить мехатронный комплекс как моделируемый объект с сохранением логической структуры и поведенческих свойств. Изучить совокупность взаимодействующих компонентов и систему (процесс) в целом, математически и алгоритмически описать режимы функционирования комплекса.

Кинематическая и динамическая модели

При исследовании динамических процессов в мехатронном комплексе была разработана кинематическая модель, то есть модель связывающей перемещение исполнительных механизмов (звеньев) относительно положения подвижного объекта. Кинематическая модель состоит из двух обобщенных уравнений и логического условия для совмещения центральных осей пневматического схвата и подвижного объекта [3-7].

Текущее положение пневматического схвата $S_{схвата}$ рассчитывается для координат S_x , S_y , соответствующим расстоянию перемещения ПС в (м) вдоль осей Ox , Oy и в общем виде представлено так:

$$S_{схвата} = S_{пред} + \frac{v_{пред} + \left(\frac{A_0 \sin \frac{v_{пред}}{v_{max}}}{dt} \right) \times a_{max}}{dt}, (M) \quad (1)$$

где $S_{пред}$ – предыдущее положение ПС (м), $v_{пред}$ – скорость на предыдущем шаге интегрирования, dt – шаг интегрирования, a_{max} – максимальное значение ускорения ПС (m/c^2), v – текущая скорость перемещения ПС (м/с), v_{max} – максимальная скорость перемещения ПС (м/с), A_0 – регулировочный коэффици-

ент.

Следующая универсальная формула (2), позволяет определять координаты в которых находится подвижный объект в текущий момент времени:

$$S_{\text{шар}} = w_0 + \sin\left(w_0 + \frac{v_w}{dt}\right) \times l_w \cdot (M) \quad (2)$$

где w_0 , – положение подвижного объекта при совмещении осей (м), $w_{\text{пред.}}$ – предыдущие положения в момент колебаний (м), l_w , – размах колебаний (м).

Исходя из формул (1), (2) пневматический схват фиксирует подвижный объект при выполнении следующих условий (3):

$$(|S_x - x_0| < a_x) \&\& (|S_y - y_0| < a_y) \quad (3)$$

где параметры S_x , S_y – находятся по формуле (1), а x_0 , y_0 – вычисляются по формуле (2) как w_0 для каждой из координат и a_x , a_y – расстояние в (м) по оси Ox , Oy между центром ПС и центром подвижного объекта.

На изображении (рис.2) в виде блоков устройства представлена динамическая модель, разработанная с помощью программного обеспечения Matlab Simulink.

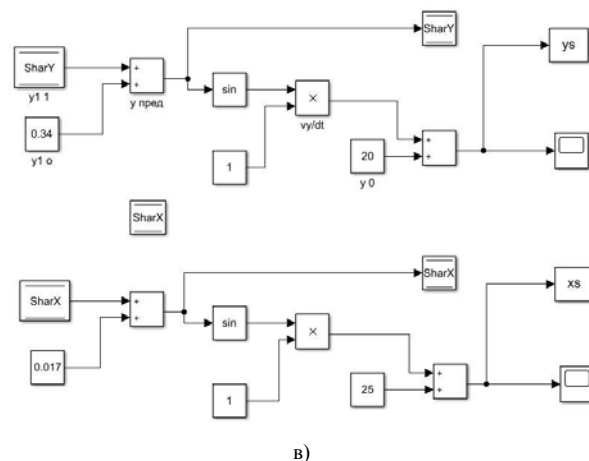
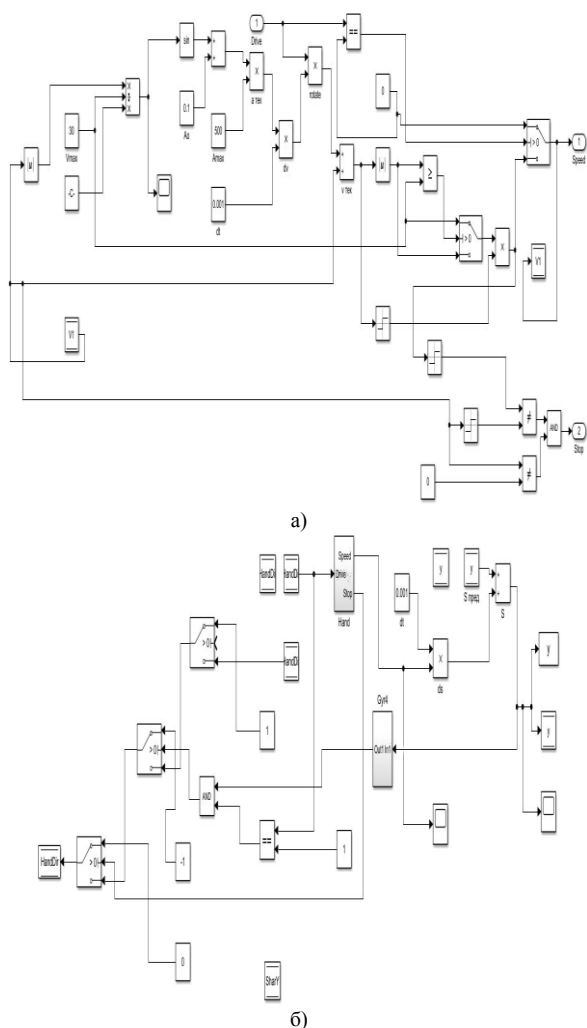


Рис.2. Динамическая модель мехатронного комплекса: а, б, в – блоки устройства.

В первом и втором блоке (см. рис.1а, 1б) происходит вычисление координат при перемещении пневматического схвата по формуле (1), а в третьем блоке (см. рис.1в) определяются координаты (2) подвижного объекта. Затем проверяется логическое условие (3) и при его выполнении подвижный объект фиксируется пневматическим схватом.

Результаты и обсуждение

Рассмотрены кинематическая и динамическая модели для перемещения исполнительных механизмов мехатронного комплекса. Приведен пример моделирования устройства с помощью Matlab Simulink. На основании уравнений (1):(3) построена трехмерная модель (рис. 3) перемещения пневматического схвата и подвижного объекта. Данная модель позволила определить местоположение ПС в котором происходит фиксация подвижного объекта.

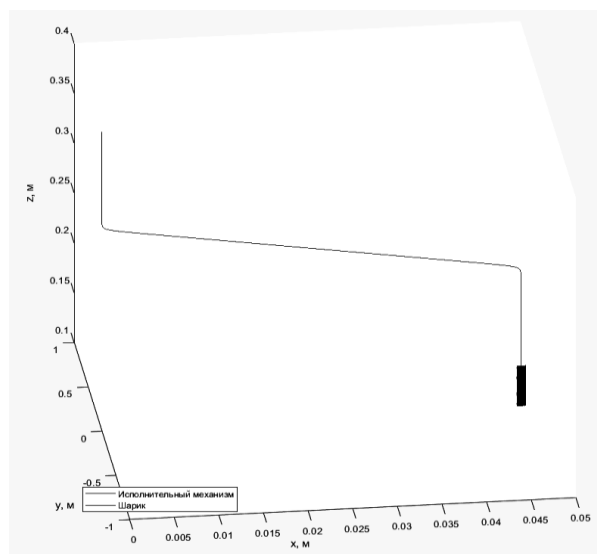


Рис. 3. Трехмерная модель перемещений пневматического схвата и подвижного объекта

На основании данных полученных из трехмерной модели проведено экспериментальное исследование (табл.1). Мехатронным комплексом выполнено 50

рабочих циклов в автоматическом режиме функционирования. В табл.1 представлена выборка значений для 10 случайных циклов.

Таблица 1. Экспериментальные результаты

Цикл №	Время выполнения T, сек.	
	Без учета модели	С учетом модели
1	13,98	13,28
2	13,86	13,21
3	13,88	13,22
4	14,00	13,29
5	14,02	13,31
6	13,95	13,25
7	14,01	13,29
8	13,92	13,26
9	13,85	13,21
10	13,93	13,24
<i>T_{сред}</i>	13,94	13,25

На основании полученных результатов возможно сделать вывод о том, что удалось сократить среднее время ($T_{сред}$) позиционирования исполнительных механизмов на 0,69 секунды, что привело к повышению быстродействия мехатронного комплекса на 5 %. Операция фиксации успешно исполнена во всех циклах, за счет точных перемещений для совмещения осей ПС и подвижного объекта.

Работа выполнена при поддержке Госзадания (Соглашение №2.3440.2017/4.6) и гранта РФФИ № 16-19-00186.

1. Бобырь М.В., Дородных А.А., Якушев А.С. Устройство и программная модель управления пневматическим мехатронным комплексом // Мехатроника, автоматизация, управление. 2018. Т. 19. № 9. С. 612-617. (doi:10.17587/mau.19.612-617).
2. Свид. 2019610810 РФ. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ. Программа для управления автоматизированным мехатронным комплексом с помощью операторской панели / М.В. Бобырь, А.А. Дородных, А.С. Якушев; заявитель и правообладатель ФГБОУ ВО ЮЗГУ (RU). – № 2018665329; заяв.от 29.12.18, опубл. 18.01.19.
3. Шариков Н.В.,. Моделирование управляемого движения манипулятора // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2013. №9-1 С.193—201.
4. Васильев А.В. Разработка компьютерной динамической модели и исследование прямолинейного движения транспортной системы малогабаритного мобильного робота // Мехатроника, автоматизация, управление. 2018. Т. 19. № 5. С. 312-326
5. Бобырь М.В., Кулабухов С.А., Милостная Н.А. Обучение нейро-нечеткой системы на основе метода разности площадей // Искусственный интеллект и принятие решений. 2016. №4. С. 15-26.
6. Bobyr M.V., Milostnaya N.A., Kulabuhov S.A. A method of defuzzification based on the approach of areas' ratio // Applied Soft Computing. 2017. Т. 59. С. 19-32. (doi.org/10.1016/j.asoc.2017.05.040).
7. Бобырь М.В., Милостная Н.А. Анализ использования мягких арифметических операций в структуре нечетко-логического вывода // Вестник компьютерных и информационных технологий. 2015. №7(133). С. 7-15.

ПОСТРОЕНИЕ СИСТЕМЫ КЛАССИФИКАЦИЙ СРЕДСТВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

Б.М. Базров

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; modul_lab@mail.ru

В статье показано отсутствие связей между средствами технологического обеспечения (технологические процессы, средства технологического оснащения) изготовления деталей, что приводит к их избыточному разнообразию, а в масштабе отрасли к большим потерям материальных и трудовых ресурсов. Для устранения этого недостатка показана методика построения системы взаимосвязанных классификаций деталей и классификаций средств их технологического обеспечения.

В основе создания производства деталей и в первую очередь его технологической подготовки лежит элементная база средств технологического обеспечения (ЭБТО) [1], состоящая из технологических процессов и средств технологического оснащения: станков, приспособлений, инструмента, контрольно-измерительных устройств. ЭБТО деталей в организационном отношении представляет собой свод описаний перечисленных её элементов, имеющий следующие существенные недостатки:

- отсутствие связей между элементами;
- неполнота описания назначения элементов;
- отсутствие связей элементов с конструкциями деталей.

Отсутствие связей между элементами средств технологического обеспечения заключается в том, что они создаются независимо друг от друга.

Например, станки предназначены для осуществления технологических операций, а они создаются под методы обработки (станки фрезерные, токарные и т.д.).

Станочные приспособления предназначены для установки и закрепления заготовок (элементы технологической операции), а в литературе их делят по конструктивному признаку на универсальные, специализированные, универсально-сборные и др.

Для выполнения технологической операции технолог выбирает не инструмент, а набор инструмента – инструментальную наладку, а в литературе приводится описание инструментов в соответствии с методами обработки (резцы, фрезы, сверла и т.д.).

Для контроля результатов технологической операции требуется контрольно-измерительное устройство для измерения точности совокупности изготовленных поверхностей, а в литературе приводится описание контрольно-измерительных устройств для измерения точности размеров отдельных поверхностей (контроль диаметральных размеров, углов и т.д.).

Неполнота описания назначения элементов средств технологического обеспечения заключается в неполноте информации о предмете, под который создается элемент. Например, если

дается описание станка, то в нем должно быть указано, какие поверхности должны изготавливаться на станке и с какими характеристиками (форма, точность размеров, точность относительного положения, характеристика материала заготовок и др.).

Если описывать назначение станочного приспособления правильно, то в нем должно быть указано по каким базам будет базироваться заготовка и с какой точностью, схемы сил зажима и др.

Отмеченные недостатки ЭБТО приводят к независимому, неуправляемому их развитию.

Это в свою очередь порождает избыточное разнообразие элементов ЭБТО, нестыковке их при разработке технологических процессов, увеличение трудоемкости проектирования технологических процессов.

Всё это приводит в масштабе отрасли к необоснованно большим расходам материальных и трудовых ресурсов.

Главной причиной отмеченных недостатков ЭБТО является низкий уровень классификации элементов ЭБТО и отсутствие связей между ними.

Обычно классификация, как правило, содержит не более 2-3 классификационных признаков. Изложенное показывает необходимость развития классификаций элементов ЭБТО и создания системы связанных между собой классификаций.

Создание системы классификации элементов ЭБТО должно начинаться с построения классификации предмета производства – деталей.

Эта классификация должна содержать в качестве отличительных признаков характеристики конструкции детали: размеры, соотношения размеров, точность, шероховатость, материал.

Построение такой классификаций практически не представляется возможным из-за неограниченного, непрерывно растущего разнообразия конструкций деталей.

Выходом из этого положения является построение классификации элементов деталей, из которых можно сформировать любую конструкцию деталей.

Таким элементом является модуль поверхностей (МП).

К преимуществам МП относятся: однозначность в определении, ограниченное разнообразие видов МП, небольшой набор характеристик.

Принимая в качестве предмета производства МП в основу построения системы классификаций элементов ЭБТО должны быть положены связи между МП и модулями средств технологического обеспечения, как это показано на рис.1., где: МТБ – модуль технологических баз; МТО – модуль технологического процесса изготовления МП; МК – модуль контроля МП; МПр – модуль приспособления; МО – модуль станка; МИ – модуль инструментальной наладки; МКИ – модуль контрольно-измерительных устройств.

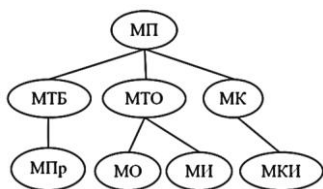


Рис.1.Схема связей между МП и модулями средств технологического обеспечения.

Согласно приведенной на рис.1 схемы связей между МП и модулями средств технологического обеспечения построение системы классификаций начинается с разработки классификации МП (рис.2).

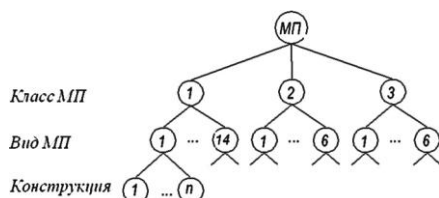


Рис.2. Классификация МП.

Все МП делятся на три класса: базирующие (МПБ), рабочие (МПР) и связующие (МПС).

В свою очередь МПБ делятся на четырнадцать видов, а МПР и МПС – каждый из них делится на шесть видов.

Далее каждый вид МП делится на типовые конструкции, затем строится классификация типовых конструкций МП – МП_к, где в качестве отличительных признаков выступают материал, соотношения основных размеров, один из основных размеров, уровень точности, уровень шероховатости.

В качестве примера на рис.3 приведена конструкция МПБ и его классификация, где l –

длина, d – диаметра, IT – квалитет, R_a – уровень шероховатости.

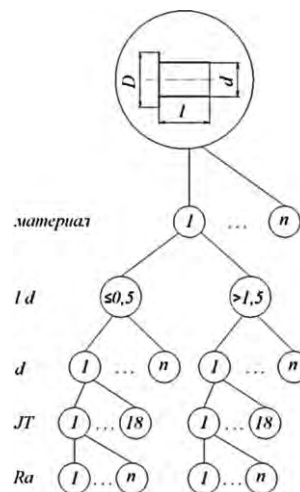


Рис.3. Пример классификации МПБ .

Изготовление каждого МП_к должно быть обеспечено соответствующими модулями средств технологического обеспечения: МТБ, МТО, МК, МПр, МО, МИ, МКИ (рис. 1).

Согласно представленной на рис.1 схемы связей между МП и модулями средств технологического обеспечения строятся классификации последних.

При построении классификации МТБ, МТО и МК в качестве первого классификационного признака должен выступать МП_к. При построении классификации МПр в качестве первого признака выступает МТБ, а при построении классификации МО, МИ – МТО, а при построении классификации МКИ – МК.

При построении классификаций модулей средств технологического обеспечения следует принимать во внимание, что число вариантов МП_к, МТО, МК велико.

В то же время каждый из МО, МИ, МКИ можно использовать для обеспечения групп МП, МТО, МК. Например, с помощью одного станочного модуля (МО) можно изготовить группу МТО с близкими характеристиками.

Поэтому при построении классификаций МО, МИ, МКИ следует в качестве первого отличительного признака принять не отдельные МП_к, МТО, МК а их группы.

Наличие системы классификаций модулей средств технологического обеспечения позволит свести к необходимому минимуму их разнообразие, снизить трудоемкость технологической подготовки производства и повысить ее качество.

1. Базров Б. М. К созданию элементной базы технологического обеспечения. Вестник машиностроения. 2004. № 4. С. 33.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ НА СТУПЕНЧАТОЙ ОПРАВКЕ

В.Г. Белов, К.В. Королев

МИРЭА - Российский технологический университет, Москва, Россия; dek_ti@mail.ru

В работе исследовали изменение относительной деформации материала по длине пластической зоны при выдавливании цилиндрического изделия (прутка, трубы) из цилиндрической заготовки.

Выдавливание это один из процессов обработки давлением [1]. При этом (рис. 1а), заготовка помещается в матрицу, имеющую с одной стороны отверстие под изделие, с другой стороны пуансон, передающий давление на заготовку. Для получения полых изделий при выдавливании используют оправку. Оправка может быть

постоянного сечения (рис. 1б) или ступенчатой формы (рис. 1в). Оправка ступенчатой формы включает рабочую часть, формирующую отверстие в изделии, переходную часть и основание оправки.

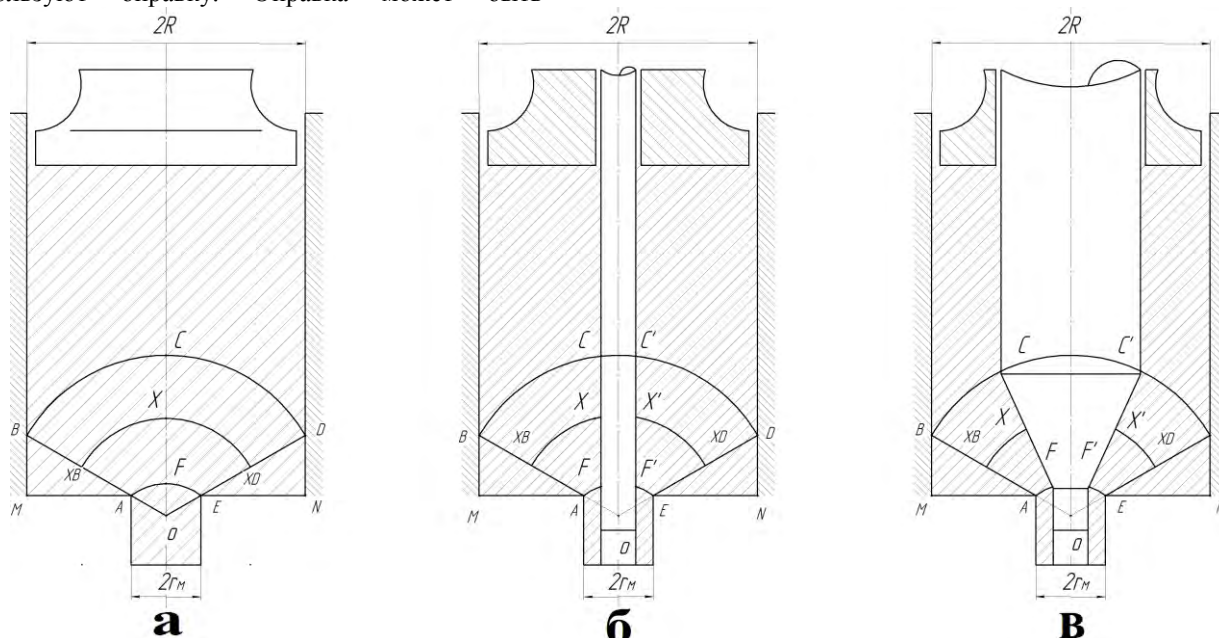


Рис. 1. Схемы выдавливания заготовки без оправки (а), с цилиндрической (б) и ступенчатой (в) оправкой

При ламинарном течении металла со стороны отверстия матрицы в заготовке формируется зона пластического течения (очаг деформации), ограниченная жесткими зонами BC(C')D – заготовка, AF(F')E – изделие, АВМ и DEN – застойные зоны. Угол течения в матрицу BOD в полярной системе координат принят 120°.

В работе исследовали изменение относительной деформации материала по длине пластической зоны при выдавливании цилиндрического изделия (прутка, трубы) из цилиндрической заготовки:

$$E_k = 1 - 1/\mu_k,$$

где E_k – относительная деформация при выдавливании в сечении К, μ_k – коэффициент вытяжки в сечении К. При исследовании изменения E_k по длине очага деформации рассматривали следующие шаровые сечения.

1) Сечение С (по поверхности (С – В)|(С – D)) – начало очага пластической деформации; $R_B = R$; $R = 80\text{мм}$; $\mu_c = 1$;

2) Сечение X (по поверхности (X – X_B)|(X – X_D)) – середина очага пластической деформации: $(C - X) = (X - F)$; $R_{XB} = (R_B - R_A)/2 + r_m$, при $r_m = 20\text{мм}$: $R_{XB} = (80 - 20)/2 + 20 = 50\text{мм}$ и $\mu_X = R_B^2/R_{XB}^2 = 80^2/50^2 = 2,56$; при $r_m = 10\text{мм}$: $R_{XB} = 45\text{мм}$ и $\mu_X = 3,16$.

3) Сечение F (по поверхности (F – A)|(F – E)) – выход из очага пластической деформации: $\mu_F = R^2/r_m^2 = 16$, при $r_m = 20\text{мм}$; $\mu_F = 64$, при $r_m = 10\text{мм}$. Расчет относительных деформаций при выдавливании прутка представлен в табл. 1 для случая прутка радиусом $r_m = 20\text{мм}$ и $r_m = 10\text{мм}$ в сечениях пластической зоны C(80/80); X(50/45); F(20/10) – рис. 1а.

Табл. 1. Параметры при выдавливании прутка

Параметр	Сечение					
	С		Х		F	
r_m	20	10	20	10	20	10
μ_k	1	1	2,56	3,16	16	64
E_k	0	0	0,609	0,684	0,937	0,984

Изменение относительной деформации по сечениям пластические зоны изображены на рис. 2.

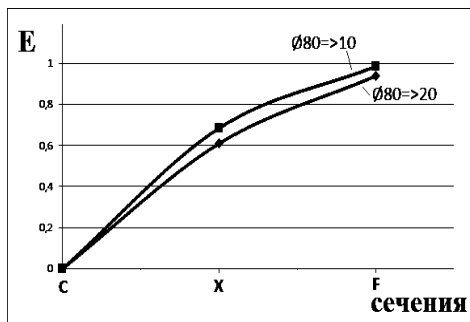


Рис. 2. Изменение относительной деформации по сечениям пластической зоны: С – входное сечение, Х – среднее сечение, F – выходное сечение.

В начале пластической зоны (сечения С – Х), относительная деформация нарастает более интенсивно, чем к выходу из пластической зоны (сечения Х – F).

Для выдавливания полого изделия на цилиндрической оправке с радиусом оправки $r_0 = 5; 10; 15$ мм (при $r_m = 20$ мм), результаты расчета представлены в табл. 2.

Полученные результаты хорошо коррелируются с полученными ранее зависимостями при выдавливании прутка (рис. 2.); по длине пластической зоны относительная деформация нарастает от начала к выходу и чем меньше площадь изделия, тем она выше.

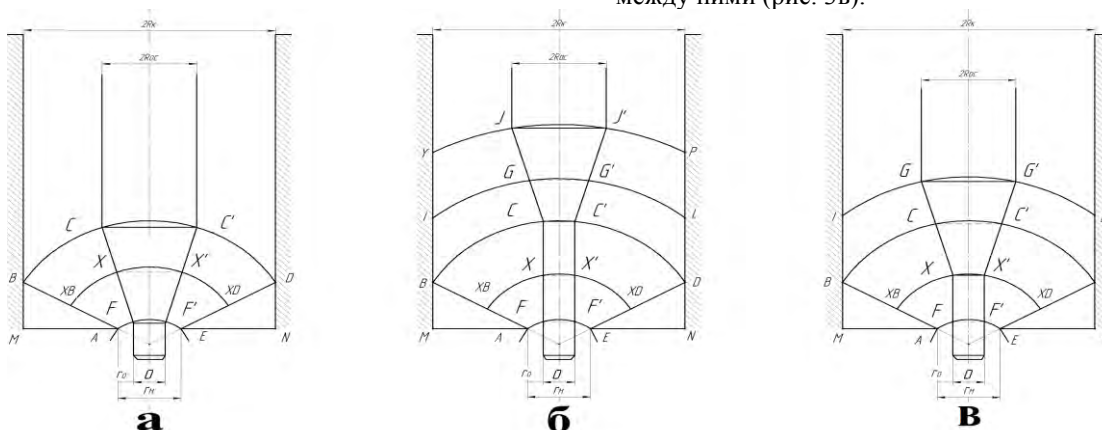


Рис. 3. Схемы выдавливания с варьированием ступенчатой оправки от оптимального до крайнего положения а – оптимальное положение оправки; б – крайнее положение оправки; в – промежуточное расположение оправки.

При выдавливании на ступенчатой оправке пластическая зона течения металла распространяется от матрицы до окончания переходной зоны оправки и включает пластическую зону матрицы (между сечениями С и F) и пластическую зону от переходной части

Табл. 2. Параметры при выдавливании труб на цилиндрической оправке

Параметр	Сечение								
	С			Х			F		
r_0	5	10	15	5	10	15	5	10	15
μ_k	1	1	1	2,57	2,62	2,71	17	21	35,3
E_k	0	0	0	0,61	0,62	0,63	0,94	0,95	0,97

Для выдавливания труб на ступенчатой оправке с радиусом основания $R_{oc} = 20; 30; 40$ мм по схеме (рис. 1в.), при $r_m = 20$ мм и $R = 80$ мм, результаты расчета приведены в табл. 3.

Табл. 3. Параметры при выдавливании труб на ступенчатой оправке

Параметр	Сечение								
	С			Х			F		
R_{oc}	20	30	40	20	30	40	20	30	40
μ_k	1	1	1	2,64	2,61	2,56	20	18,3	16
E_k	0	0	0	0,63	0,62	0,61	0,95	0,95	0,94

По результатам расчетов, представленных в таблицах (1,2,3) можно сделать вывод, что изменения относительной деформации по сечениям пластической зоны для всех 3 схем представленных на рис. 1 имеют идентичные значения и зависимости, аналогичные указанным на рис. 2.

При выдавливании полого изделия на ступенчатой оправке варьировали диаметром основания оправки и положением ступенчатой оправки в пластической зоне, перемещая ее вверх по оси прессования. Схемы положений ступенчатой оправки изображены на рис. 3. В оптимальном положении (рис. 3а), со сдвигом иглы до крайней точки (рис. 3б) и в положении между ними (рис. 3в).

оправки (между сечениями J и C). При оптимальном расположении оправки эти зоны совпадают.

Расчет относительных деформаций по рассматриваемым сечениям пластической зоны при выдавливании полого изделия на ступенчатой

оправке, расположенной в крайнем положении (рис. 3б), представлен в табл. 4 и их изменение изображено на рис. 4а.

Табл. 4. Параметры при выдавливании полого изделия на ступенчатой оправке в крайнем положении

Параметр	Сечение									
	J		G		C		X		F	
R_{oc}	20	30	20	30	20	30	20	30	20	30
μ_k	1	1	0,98	0,91	0,95	0,87	2,5	2,29	20	18,3
E_k	0	0	-0,02	-0,09	-0,05	-0,15	0,6	0,57	0,95	0,95

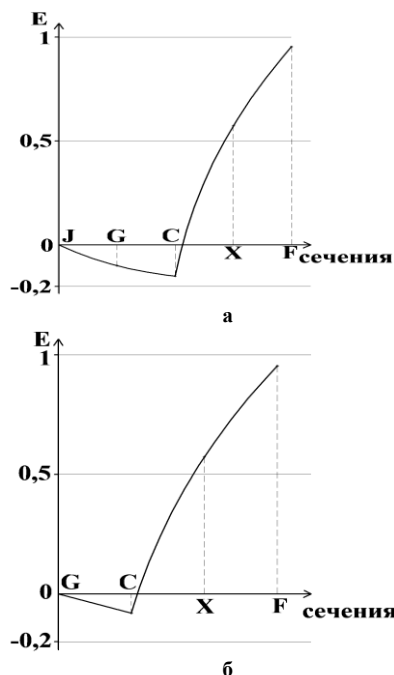


Рис. 4. Распределение относительной деформации по сечениям пластической зоны при выдавливании полого изделия на ступенчатой оправке
а – крайнее положение оправки (рис. 3б);
б – промежуточное положение оправки (рис. 3в)

Расчет относительных деформаций при выдавливании полого изделия на ступенчатой оправке, расположенной в промежуточном положении (рис. 3в), представлен в табл. 5 и их изменение изображено на рис. 4б.

Табл. 5. Параметры при выдавливании полого изделия на ступенчатой оправке в промежуточном положении

Параметр	Сечение							
	G		C		X		F	
R_{oc}	20	30	20	30	20	30	20	30
μ_k	1	1	0,97	0,92	2,5	2,29	20	18,3
E_k	0	0	-0,03	-0,08	0,6	0,56	0,95	0,95

Начало пластической зоны от переходной части оправки (сечения J – G – C) рис. 4а и (сечения G – C) рис. 4б по мере деформации заготовки характеризуется ростом текущего сечения и заготовка осаживается. Относительная степень деформации на данном участке отрицательная. При входе в пластическую зону матрицы относительная деформация растет аналогично рассмотренным ранее случаям. Наличие зоны осадки (при $E < 0$) приводит как к увеличению энергозатрат при деформации, так и к дополнительной проработке зерна, последнее благоприятно сказывается для литых заготовок.

Проведенные исследования процесса выдавливания полых изделий на ступенчатой оправке показали, что при проектировании технического процесса необходимо учитывать отмеченные особенности этого процесса.

1. Прессование. Справочное руководство/ М. Баузер, Г. Зауер, К. Зигерт. М.: «АЛЮСИЛ МВиТ», Москва, 2009. – С.918. Рис.651.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СВОЙСТВ ВЫСОКОЭНТРОПИЙНЫХ И КВАЗИ- ВЫСОКОЭНТРОПИЙНЫХ СПЛАВОВ, ПОЛУЧЕННЫХ ЛАЗЕРНЫМИ АДДИТИВНЫМИ ТЕХНОЛОГИЯМИ

В.П. Бирюков¹, А.Н. Принц², А.П. Савин², Д.Ю. Татаркин³

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; laser-52@yandex.ru

²Российский университет транспорта (МИИТ), Москва, Россия

³ООО НТО «ИРЭ - Полюс», г. Фрязино, Московская область, Россия

В работе представлены результаты металлографического анализа и трибологических испытаний квази высокоэнтропийных материалов (КВЭС) на основе железа, никеля и кобальта Ni-Cr-B-Si, Fe-Cr-Co-Mo, Co-Cr-W с введением в состав шихты наночастиц карбидов тантала 3-6%. Микротвердость покрытий при введении 6% нано карбида тантала повышается до 1050-1090 МПа. Износостойкость покрытий КВЭС с 6% карбида тантала в 2,1 раза выше, чем наплавленно-го материала без нано карбидов и в 3,8 раза выше по отношению к материалу основы стали 40Х.

Цель работы.

Получение квази высокоэнтропийных сплавов (КВЭС) с новыми свойствами взамен дорогостоящих высокоэнтропийных сплавов путем введения в шихту нескольких серийных порошковых материалов на основе железа, никеля, кобальта и добавок нанокарбидов тантала для повышения износостойкости покрытий, полученных лазерной наплавкой.

Введение.

Высокоэнтропийные сплавы на основе объемно центрированной решетки (ОЦК) твердого раствора, более жаропрочны по сравнению с высокоэнтропийным сплавом на основе грани центрированной решетки (ГЦК) твердого раствора. Как показали испытания на сжатие, высокоэнтропийный сплав на основе ОЦК твердого раствора обладал прочностью на уровне 450 МПа при температуре 1300 °С. [1]. Особенностью высокоэнтропийных сплавов является способность к упорядочению параметра решетки при отжиге, что сопровождается снижением параметра решетки и некоторым повышением модуля упругости и твердости.

Порошковые смеси Fe, Co, Ni, Cr и Cu были получены путем механического смешивания химически чистых порошков. Размеры частиц порошков составляли 50 - 120 мкм [2]. В качестве добавок использовали Si (1,2%), Mn (1.2%) и Mo (2.8 %). Лазерную наплавку выполняли с использованием CO₂-лазера на подложку стали Q235. Порошковую смесь предварительно наносили на поверхность образца толщиной 1,7-2.0 мм. Обработку проводили при мощности излучения 2 кВт, диаметре луча 4,5 мм и скорости перемещения 400 мм/мин с перекрытием дорожек 30%. Термообработка наплавленных образцов проводилась при температурах 550-950 °С в течение 5 часов. Покрытия FeCoNiCrCu с добавками Si, Mn и Mo или без них идентифицированы как простой твердый раствор с гранецентрированной кубической решеткой (ГЦК). Микротвердость сплава без добавок составила 375 HV_{0,5}, что примерно на 50% выше, чем у того же сплава, полученного мето-

дом дуговой плавки. Введение Si, Mn и Mo, улучшает качество покрытия и значительно увеличивается микротвердость до 450 HV_{0,5}.

Сплав FeCoNiCrCu имеет более высокую коррозионную стойкость в 5% растворе H₂SO₄ по сравнению с жаропрочным никелевым сплавом Ni60.

Металлические порошки Fe, Cr, Co, Si, Ti, Nb, Mo и W с чистотой более 99,6% и размером около 150–250 мкм были использованы для создания шихты [3]. Порошки смешивали в определенной пропорции 5:5:5:1:1:1:1 в течение 4 ч в сосуде из нержавеющей стали с использованием планетарной шаровой мельницы. Для наплавки применяли волоконный лазер YLS-6000 IPG. Порошок толщиной 1,5 мм был размещен на подложке стали W6Mo5Cr4V2 с размерами Ø 50 × 10 мм. Лазерную наплавку выполняли при мощности излучения 4 кВт, скорости перемещения 6 мм/с, диаметра пятна 3,5 мм в среде аргона. После наплавки производили отжиг при температуре 800-1050 °С в течение 4 часов. Наибольшая твердость 1050 HV_{0,2} достигнута при температуре отжига 850 °С, что значительно превышает твердость образца после наплавки 780 HV_{0,2}.

Порошки высокоэнтропийных сплавов Al₂CrFeCoCuTiNi_x (x = 0,0; 0,5; 1,0; 1,5; 2,0) наносили на подложку из стали Q235 толщиной 0,8 мм в виде обмазки на основе органического связующего [4]. Лазерную наплавку выполняли на установке DL-HL-T5000B при мощности излучения 2500 Вт, диаметре луча 4 мм скорости перемещения луча 3 мм/с в среде аргона. Микротвердость покрытий возрастает с увеличением содержания никеля и достигает максимального значения 1102 HV, что в 4 раза выше материала основы. Покрытие сплавов Al₂CrFeCoCuTiNi_x обладает хорошей коррозионной стойкостью в 1 моль/л растворе NaOH и 3,5% растворе NaCl. С увеличением содержания никеля коррозионная стойкость сначала увеличивается, но затем начинает снижаться. То же самое происходит с износостойкостью покрытия. Максимальная износостойкость получена при содержании никеля 1,0%.

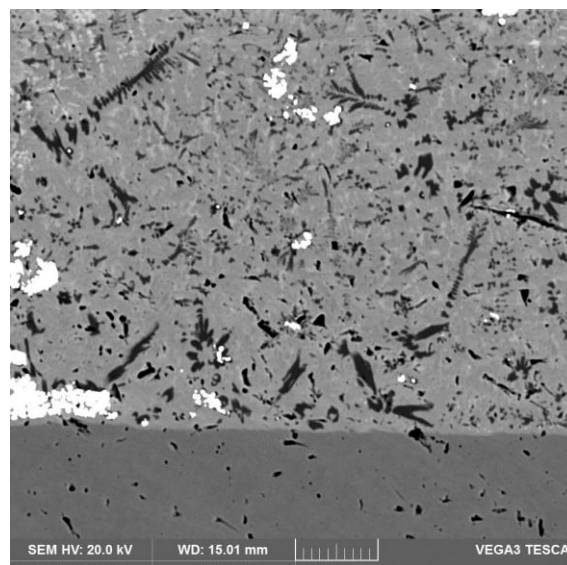
Оборудование и методы исследований.

В экспериментальных исследованиях использовали лазерный комплекс ИМАШ РАН [5]. Образцы изготавливали из стали 40Х размерами 15×20×70 мм. Для изготовления шихты выбраны порошки на основе железа, никеля и кобальта в соотношении 2:2:1 соответственно с размером частиц 40-150 мкм. Порошок nano карбида тантала с размером частиц 40-100 нм. Состав порошков можно представить в виде (Ni-Cr-B-Si, Fe-Cr-Co-Mo, Co-Cr-W)TaC_x (x = 0; 3,0; 4,0; 5,0; 6,0.). Шликерные покрытия наносили толщиной 0,9-1,1 мм. В качестве связующего материала использовали водный раствор оксиэтилцеллюлозы. Варьируемыми параметрами были выбраны мощность излучения P=800–1000 Вт, скорость обработки V=5–10 мм/с и диаметр пучка d=2-3 мм. В качестве дополнительного фактора рассматривалось сканирование луча с фиксированной частотой f=215 Гц. Использовался сканатор резонансного типа с упругим элементом, на котором закреплено зеркало. Металлографические исследования наплавленных покрытий проводились на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 0,98 Н, металлографическом микроскопе Альтами МЕТ 1С и цифровом микроскопе АМ413МL. Структура и химический состав наплавленных слоев исследовались на сканирующем электронном микроскопе TESCAN VEGA 3 SBH с системой энергодисперсионного анализа с применением режимов отраженных и вторичных электронов.

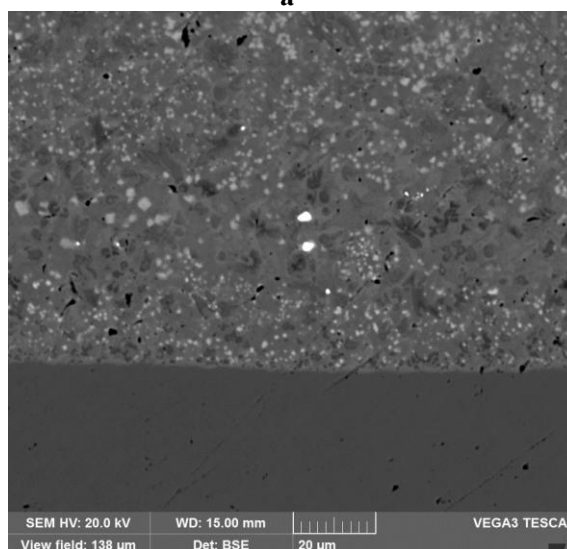
Для определения трибологических характеристик наплавленных образцов проводили испытание на абразивное изнашивание по схеме Бринелля-Хаворта [6]. В зону трения подавался кварцевый песок с размером частиц 200-600 мкм, время испытаний составляло 10 минут при нагрузке 15Н.

Результаты экспериментальных исследований.

Лазерная наплавка образцов выполнялась на оптимальных режимах расфокусированным лучом и с поперечными колебаниями луча по нормали к вектору скорости лазерной обработки. На рис. 1(а и б) представлены микрошлифы наплавленных дорожек с содержанием nano карбида тантала 7% размерами 0,85×2,3 мм, твердостью (1020-1050 HV), и 0,88×3,38 мм - (1040-1090HV), полученных расфокусированным лучом и сканирующим с частотой 215 Гц лучом соответственно. Зона проплавления основы при обработке расфокусированным лучом и сканирующим лучом составила 280 и 110 мкм соответственно. Площадь поперечного сечения единичного наплавленного слоя при сканировании луча в 1,53 раза больше, чем при наплавке расфокусированным лучом. Зависимость микротвердости наплавленных покрытий по высоте представлена на рис.2, а и б. С повышением содержания nano карбида тантала в шихте микротвердость возрастает.



а



б

Рис. 1. Микроструктуры наплавленных покрытий с содержанием nano карбида тантала 7% а – наплавка расфокусированным лучом; б – наплавка сканирующим лучом.

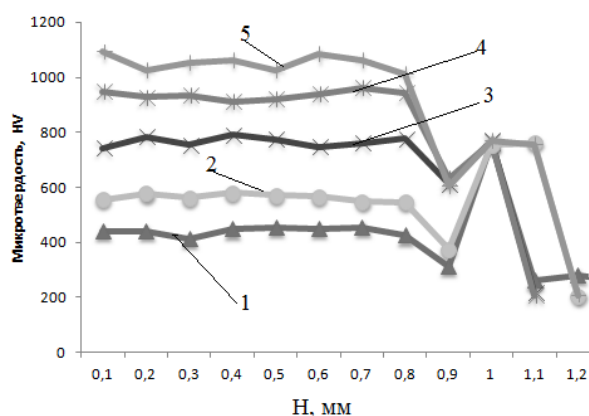


Рис. 2. Зависимость микротвердости по высоте наплавленного слоя: 1-КВЭС; 2- КВЭС+3TaC; 3- КВЭС+4TaC; 4- КВЭС+5TaC; 5- КВЭС+6TaC.

На рис. 3 показана зависимость износа образцов от содержания нано карбида тантала. Потеря массы образцов при испытании на абразивное изнашивание уменьшается при повышении процентного содержания порошка TaC в наплавленных слоях. Износостойкость величина обратная потере массы образца и она увеличилась в 3,8 раза при введении в состав шихты 6% TaC по сравнению с материалом основы сталью 40X и в 2,1 раза по сравнению с наплавкой КВЭС.

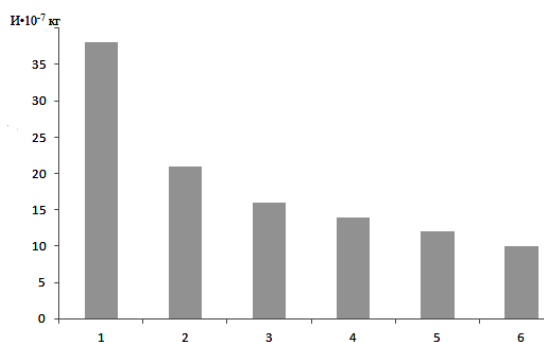


Рис. 3. Потеря массы образца: 1 – сталь 40X; 2- КВЭС; 3-КВЭС+3TaC; 4-КВЭС+4TaC; 5- КВЭС+5TaC; 6-КВЭС+6TaC.

Наплавленные покрытия шихтой КВЭС и КВЭС+TaC не склонны к трещинообразованию. В них нет дефектов типа пор и раковин. Необходимо проведение дальнейших исследований на коррозионную стойкость покрытий. Однако уже сейчас можно предположить значительное увеличение коррозионной стойкости в сравнении с серийно выпускаемыми порошками на основе железа, никеля и кобальта.

Технология лазерной наплавки КВЭС может быть использована для восстановления различных

деталей машин, в том числе работающих при повышенных нагрузках и температурах. Наибольшему износу подвержены шейки валов электрических машин и газоперекачивающих агрегатов, матрицы и пунсоны штамповой оснастки, как для холодной, так и для горячей штамповки. Применительно к ним разработана данная технология лазерной наплавки.

Выводы.

Предложенное в работе покрытие КВЭС имеет микротвердость 400-430 HV и может быть использовано при наплавке штампов без предварительного и последующего подогрева.

Введение в состав шихты КВЭС нано карбида тантала 6% повышает износостойкость в 2,1 раза по сравнению с КВЭС и в 3,8 раза с материалом основы сталью 40X.

1. Фирстов С.А, Горбань В.Ф., Крапивка Н.А., Печковский Э.П. Новый класс материалов – высокоэнтропийные сплавы и покрытия // Вестник ТГУ, т.18, вып.4, 2013. С. 1938-1940.
2. Zhang H. et al. Synthesis and characterization of FeCoNiCrCu high-entropy alloy coating by laser cladding //Materials and Design. 2011. V. 32. P.1910–1915.
3. Guo Y., Liu Q. Investigation on annealing strengthening effect of laser cladding Fe5Cr5Co5SiTiNbMoW high-entropy alloy coating // Materials Research Society. 2018. DOI: 10.1557/jmr.2018.330.
4. Qiu X.-W., Liu C.-G. Microstructure and properties of Al2CrFeCoCuTiNix high-entropy alloys prepared by laser cladding // Journal of Alloys and Compounds. 2013. V. 553. P. 216–220.
5. Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки и точного раскроя листового материала. //Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006, №1, С. 60-66.
6. Хрущов М.М, Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. М.: Наука. 1970. 251 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ НА ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ЗОН ЗАКАЛКИ И ИХ ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

В.П.Бирюков¹, А.П. Савин^{1,3}, Д.В. Панов², В.Н.Петровский², А.Н. Принц^{1,3}, Д.В. Ушаков²

¹Институт машиноведения имени А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; laser-52@yandex.ru

²Национальный исследовательский ядерный институт «МИФИ», Москва, Россия

³Российский университет транспорта РУТ (МИИТ)

Приведены результаты расчета параметров упрочненных зон стали 40X пятном прямоугольной формы, полученные по уравнениям регрессии первого порядка, их значения отличаются от экспериментальных менее, чем на 3,6%. Показано, что при лазерном упрочнении прямоугольным пятном на различных режимах износостойкость поверхностей рения выше на 23-34% по сравнению с упрочнением круглым пятном.

Целями работы были определение влияния дефокусировки пятна волоконного лазера на глубину и ширину зон лазерного упрочнения, определение закономерностей их изменения от режимов обработки и определение износостойкости образцов стали 40X.

Эксперименты по лазерной закалке проводили с использованием волоконного лазера YLR-5000-S с мощностью излучения до 5000 Вт, с транспортным волокном в оптической головке 200 мкм и фокусом коллимирующей линзы 150 мм [2]. Образцы упрочняли при мощности излучения 1895 Вт, дефокусировке луча 80 мм при плотности мощности 12865 Вт/см². Скорость перемещения луча составляла 8 мм/с. Изучали стальные образцы с различным содержанием углерода, % от 0,21 (AISI 4820) до 0,96 (AISI 5210). По результатам металлографических исследований установлено, что микротвердость образцов соответствовала содержанию углерода и составила 5070 и 8140 МПа соответственно.

Лазерное упрочнение углеродистой стали AISI 4130 проводилось при помощи диодного лазера высокой мощности с использованием методологии расчёта на основе поверхности отклика [3]. В качестве входных технологических параметров рассматривалась скорость сканирования поверхности 4-7 мм/с, мощность лазера 1200-1600 Вт и положение фокальной плоскости относительно поверхности образца или дефокусировка 0-20 мм. Размер лазерного пятна в фокальной плоскости составлял 1,5 × 8 мм. При проведении оптимизации режимов лазерного упрочнения стали AISI 4130 установлено, что скорость сканирования V= 4,5 мм/с, мощность лазера P = 1500 Вт, положение фокальной плоскости F=62 мм, при этих параметрах плотность мощности составляет 83 Вт/мм². При оптимальности режимах обработки твердость повышается до 7970 МПа, и в 3 раза превышает твердость основного металла 2660 МПа при глубине 1,3 мм и ширине 9,9 мм упрочненной зоны. Установлено, что лазерная закалка с перекрытием дорожек 50% имеет более однородную твердость поверхности образца, чем при перекрытии дорожек 30%. Лазерное упрочнение

поверхности углеродистой стали AISI 4130 приводит к изменению исходных фаз основного металла на мартенситную фазу. Выявлено, что меньшее процентное содержание феррита в фазах микроструктуры способствует повышению твердости. Изменение положения головки от фокальной плоскости в пределах 20 мм приводит к изменению средней микротвердости в пределах от 7000 до 3000 МПа, что негативно скажется при обработке фасонных поверхностей имеющих значительное отклонение от горизонтальной плоскости.

Лазерная термообработка поверхности стали Сk45 создает микроструктуру с 91,7% игольчатого мартенсита и 8,3% остаточного аустенита [1]. При этом, твердость мартенсита достигает до 8600 МПа, а остаточного аустенита 4100-5900 МПа. Испытания на износ выполняли по схеме диск – палец при нагрузке 30Н и скорости перемещения 7, 9,9 и 14,9 мм/с. Твердость диска составляла 3870 МПа. Продолжительность каждого испытания была 10 минут. Износостойкость образцов закаленных лазером в два раза выше, чем исходной стали.

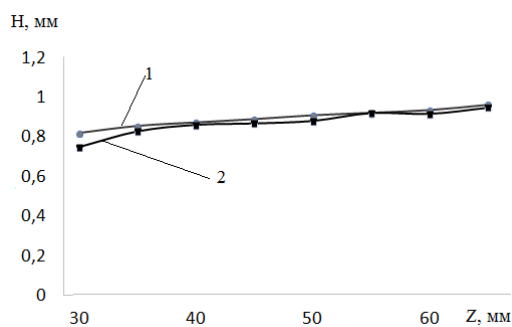
Материалы и методы исследования

Лазерное упрочнение образцов стали 40X с размерами 15×20×70 мм с помощью лазерного комплекса на основе волоконного лазера LC10, с диаметром транспортного волокна 200 мкм, оснащенного оптическим формирователем, для получения лазерного пятна в фокальной плоскости 11×1,2 мм. Обработку выполняли при мощности излучения лазера 3000 и 4000 Вт, скорости перемещения луча 15 и 20 мм/с, дефокусировке луча в пределах 30 – 65 мм. Металлографические исследования проводили с использованием микротвердомера ПМТ-3 при нагрузке 0,98 Н, цифровой микроскоп АМ413ML, металлографический микроскоп Альтами МЕТ 1С. Испытания на износ проводили на машине трения МТУ-01 по схеме плоскость (сталь 40X с лазерным упрочнением) - кольцо (сталь 40X, HRC47-53). В качестве смазочного материала использовалась масло ТП 22С. Удельное давление составляло 2 МПа, скорость скольжения 1,56 м/с.

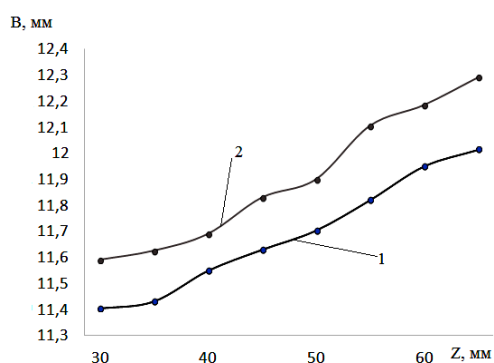
С помощью метода полного факторного эксперимента (ПФЭ) определяли влияние режимов обработки на параметры упрочненных дорожек [4]. В качестве факторов эксперимента были выбраны мощность излучения P , Вт, скорость обработки V , мм/с, и дефокусировка луча Z , мм. Для построения математических моделей в качестве откликов системы рассматривались глубина H и ширина B зон лазерной закалки. По окончании экспериментов изготавливались шлифы по стандартной методике и производились трехкратные измерения глубины и ширины закаленных зон. В расчете определялись все возможные взаимодействия факторов. Поскольку выполнялся ПФЭ 2^3 , количество экспериментов составило 8 для каждой серии.

Результаты исследований и их обсуждение

По результатам металлографических исследований упрочненных зон в первой серии экспериментов построены графики зависимости глубины и ширины зон закалки от изменения расстояния до фокальной плоскости Z при погонной энергии луча 200 Дж/мм на рис.1 (а, б). Глубина и ширина зоны закалки изменяется практически линейно в интервале 50-65 мм и поэтому этот участок можно описать уравнениями регрессии первого порядка [6].



а



б

Рис. 1 Зависимость глубины (а) и ширины (б) зон лазерной закалки стали 40X от дефокусировки пучка: 1 - $V = 15$ мм / с, $P = 3000$ Вт; кривая; 2 - $V = 20$ мм / с, $P = 4000$ Вт

По результатам металлографии во второй серии экспериментов получены уравнения регрессии при дефокусировке луча 50 – 65 мм. Глубина зон упрочнения: (1)

$$H = 0,901125 + 0,134625 x_1 - 0,084875 x_2 - 0,048125 x_3 - 0,064625 x_1 x_2 - 0,064625 x_1 x_3 + 0,028375 x_2 x_3 - 0,028125 x_1 x_2 x_3 \quad (1)$$

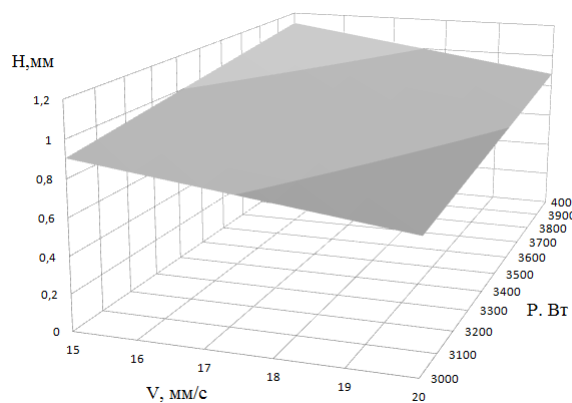
Ширина зон упрочнения:

$$B = 12,06425 + 0,43 x_1 - 0,31125 x_2 - 0,3095 x_3 - 0,087 x_1 x_2 - 0,10875 x_1 x_3 + 0,0885 x_2 x_3 + 0,13375 x_1 x_2 x_3 \quad (2)$$

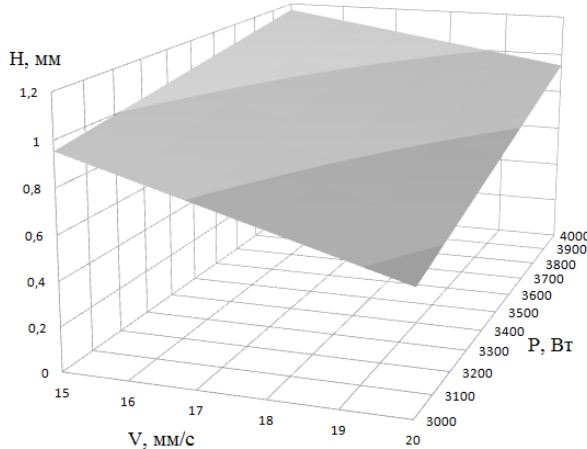
По уравнениям регрессии (1) и (2) проведены расчеты, которые сопоставлены с результатами эксперимента. Расчетные значения отличаются от фактических значений глубины и ширины зон закалки не более чем на 3,6%.

Полученные регрессионные модели зависимостей типа $H(P, V)$, $B(P, V)$ введены в табличный редактор MsExcel и построены сравнительные поверхности для этих функций (рис. 2) при дефокусировке лазерного пятна прямоугольной формы 50 и 65 мм.

Превалирующее влияние на геометрические параметры зон закалки имеет мощность излучения (рис. 2 а и б). С увеличением мощности растут ширина и глубина зоны закалки. С ростом скорости перемещения глубина и ширина закаленных зон уменьшается. С увеличением дефокусировки лазерного излучения глубина и ширина упрочненных зон возрастает.



а



б

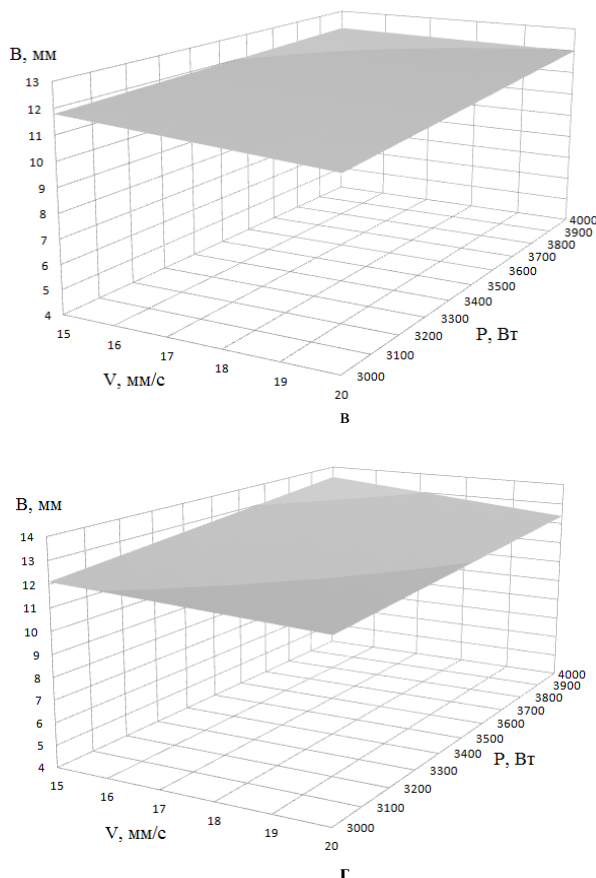


Рис. 2. Зависимость глубины (а,б) и ширины (в,г) зон лазерной закалки от дефокусировки луча, скорости и мощности обработки: а и в – Z = 50 мм, б и г – Z = 65 мм

Микротвердость упрочненных зон изменялась в пределах 6670 – 8470 МПа в зависимости от режимов обработки. Сравнительные испытания на износостойкость образцов показали, что образцы, упрочненные прямоугольным пятном имеют одну зону отпуска, в тоже время закаленные расфокусированным лучом две зоны отпуска и их износостойкость на 23-34% выше в зависимости от режимов обработки.

Разработанная технология лазерного упрочнения с глубиной слоя 1,1-1,36 мм и шириной 11,8-13,4 мм может быть использована при обработке ряда деталей за один проход. К ним относятся зубчатые колеса с модулем 2,5 – 4,5 мм, шлицевые и шпоночные соединения, размеры поверхностей трения которых, не превышают 11,5 мм. Кроме того, эта технология позволяет с большей производительностью обрабатывать рабочие поверхности тел вращения валы, оси, плоских и фасонных поверхностей по сравнению с лазерной закалкой круглым расфокусированным лучом на тех же режимах.

Выводы.

1. Получены линейные уравнения регрессии при дефокусировке пучка 50-65 мм позволяющие рассчитать глубину и ширину зон закалки с погрешностью не более 3,6 %.
2. Построены поверхности отклика системы, показывающие закономерность изменения параметров закаленных зон от режимов обработки.
3. Износостойкость образцов, упрочненных прямоугольным лазерным пятном на 23-34% выше, чем износостойкость образцов закаленных круглым расфокусированным лучом в зависимости от режимов обработки.

1. Qiu F., Uusitalo J., Kujanpaa V. Laser transformation hardening of carbon steel: microhardness analysis on microstructural phases // *Surface Engineering* 2013. V. 29. No 1. p. 34-40. DOI 10.1179/1743294412Y.0000000049
2. Moradi M., Karami Moghadam M. High power diode laser surface hardening of AISI 4130; statistical modelling and optimization // *Optics and Laser Technology* 111 (2019) 554–5702.
3. Adel K. M. Enhancement of Dry Sliding Wear Characteristics of CK45 Steel Alloy by Laser Surface Hardening Processing // *Procedia Materials Science*. 2014. V.6. p. 1639 – 1643. DOI: 10.1016/j.mspro.2014.07.148
4. Евдокимов Ю.А., Колесников В.И., Тетерин А.И. Планирование и анализ экспериментов при решении задач трения и износа. М: Наука. 1980. 226 с.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ЛИНЕЙНЫЕ АКТУАТОРЫ НА БАЗЕ БЕЗЗАЗОРНЫХ РОЛИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ ДЛЯ РОБОТОТЕХНИКИ

Д.С. Блинов¹, А.С. Носов^{1,2}

¹Государственный технический университет «МГТУ им. Н.Э.Баумана», Москва, Россия; dmitriyblinov@mail.ru
²КБ «Мотор», филиал ФГУП «ЦЭНКИ», Москва, Россия

В роботах часто используются линейные актуаторы, передаточные механизмы которых преобразуют вращательное движение в поступательное. В настоящее время наиболее перспективными преобразователями являются планетарные роликовинтовые механизмы (ПРВМ). Для использования в роботах они должны быть высокоточными, желательно беззазорными. Известные конструкции беззазорных ПРВМ обладают рядом недостатков. Для их устранения разработана новая конструкция беззазорного ПРВМ, на которую получен патент на изобретение и которой посвящена данная работа.

Обзор и анализ конструкций планетарных роликовинтовых механизмов (ПРВМ).

Для изделий робототехники нужны высокоточные механизмы, которые обладают высокой нагрузочной способностью, малой массой и большим ресурсом.

С 60-х годов прошлого века в западных странах в высокотехнологичных изделиях стали применять ПРВМ, которые значительно превосходят по основным эксплуатационным параметрам известные шариковинтовые механизмы (ШВМ). К примеру, нагрузочная способность ПРВМ в 2,5 – 3 раза выше, чем у ШВМ, а ресурс – в 15 – 30 раз.

ПРВМ имеют достаточно большое количество конструкций и подразделяются на механизмы с зазорами между резьбовыми деталями и беззазорные [1]. В ПРВМ с зазорами осевой люфт составляет от 0,02 до 0,07 мм [2]. ПРВМ с зазорами, см. рис. 1, состоит из многозаходного винта 1 и гайки 2, между которыми в отверстиях двух сепараторов 3 установлены резьбовые ролики 4, имеющие на своих концах наружные зубчатые венцы «А». Венцы «А» на роликах образуют зубчатые зацепления с закрепленными в гайке втулками 5, имеющими внутренние зубчатые венцы. Указанные зубчатые зацепления синхронизируют работу роликов и не позволяют им выкатиться из гайки.

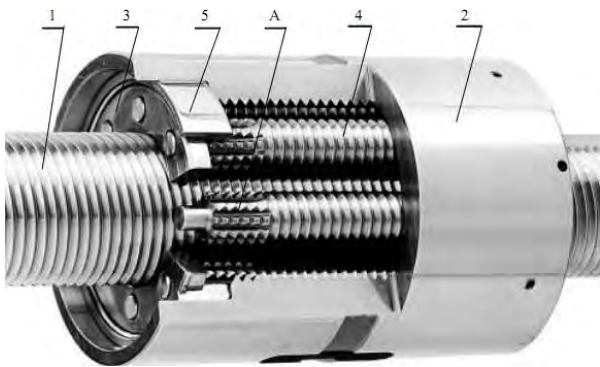


Рис. 1. ПРВМ с зазором между резьбовыми деталями

По аналогии с подшипниками качения основными характеристиками ПРВМ, определяющими их нагрузочную способность и ресурс, являются стати-

ческая и динамическая грузоподъемности [1].

Беззазорные ПРВМ по сравнению с механизмами с осевыми зазорами обладают большей точностью позиционирования и осевой жесткостью, но имеют примерно в два раза меньшие значения статической и динамической грузоподъемностей [2].

Противоречие между нагрузочной способностью и точностью беззазорных ПРВМ объясняется их конструктивной особенностью – выполнением гайки в виде двух деталей (полугаек), между которыми устанавливается компенсатор. Собрать механизм без зазоров практически невозможно. Поэтому в собранном механизме зазоры компенсируются различными способами. Чаще всего полугайки сближают вдоль оси с помощью силового механизма, ролики, перемещаясь к винту, выбирают зазоры. На рис. 2 схематично представлен ПРВМ с осевыми зазорами и беззазорный механизм.

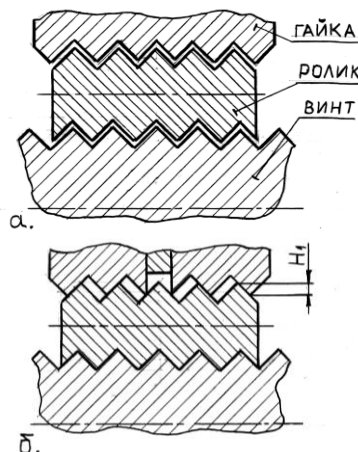


Рис. 2. Схема ПРВМ: а – с осевыми зазорами; б – беззазорного

В ПРВМ с зазорами, см. рис. 2а, осевая сила с винта на гайку передается номинально (без учета погрешностей изготовления резьбовых деталей) через все сопрягаемые витки винта и роликов, а затем через все сопрягаемые витки ролика и гайки. В беззазорном ПРВМ, см. рис. 2б, осевая сила с винта на гайку передается номинально через все сопрягаемые витки винта и роликов, а затем через половину витков роликов и гайки, что и является причиной сниженной примерно в два раза нагрузочной способности беззазорных ПРВМ.

Отсюда для обеспечения заданного ресурса беззазорного ПРВМ приходится выбирать значительно больший типоразмер передаточного механизма, то есть со значительно большими габаритами и массой, что нежелательно или неприемлемо для робототехники.

Следовательно, известные беззазорные ПРВМ и способы компенсации зазоров не позволяют выбрать механизм, который можно рационально использовать в конструкциях роботов.

Целью исследования является разработка нового способа компенсации зазоров в беззазорном ПРВМ и новой высокоточной конструкции механизма с повышенной нагрузочной способностью, в которой этот способ можно было бы реализовать.

В результате обзора способов компенсации зазоров в беззазорных ПРВМ и определения достоинств и недостатков этих способов было определено новое направление в проектировании беззазорных роликвинтовых механизмов [3].

Ключевой деталью нового способа компенсации зазоров в механизме является цельная тонкостенная гайка, которая для выборки зазоров между резьбовыми деталями ПРВМ деформируется в радиальном направлении. В качестве силового механизма для деформирования тонкостенной гайки можно использовать устройство с гидропластмассой или патроны с одной или двумя разрезными цангами [4].

Разработанная конструкция беззазорного ПРВМ защищена патентом на изобретение [5] и представлена на рис. 3.

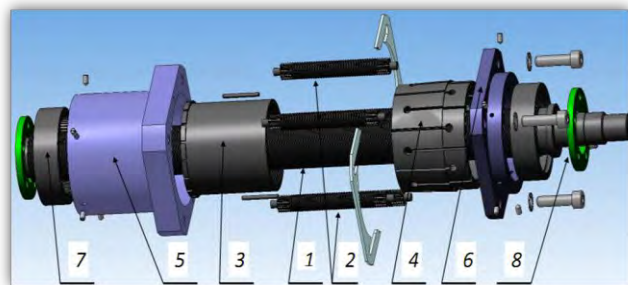


Рис. 3. Конструкция разработанного беззазорного ПРВМ

Разработанная конструкция состоит из многозаходного винта 1, резьбовых роликов 2, цельной тонкостенной многозаходной гайки 3, разрезной цанги 4, корпусных деталей 5 и 6, двух втулок с зубчатым венцом 7, двух сепараторов 8 и других деталей. Корпусная деталь 5 имеет внутреннее коническое отверстие, а цанга 6 ответную наружную коническую поверхность. При осевом сближении с помощью винтов корпусных деталей 5 и 6 цанга перемещается по отверстию детали 5 и сжимается, деформируя цельную тонкостенную гайку в радиальном направлении.

Главным достоинством нового беззазорного ПРВМ является то, что все витки роликов, находящиеся в сопряжении с витками гайки, передают осевую силу. Отсюда разработанная конструкция

беззазорного ПРВМ превосходит известные конструкции в 2 раза по нагрузочной способности и в 8 раз – по ресурсу.

Однако, из-за того, что гайка выполнена в виде тонкостенной оболочки, добавился еще один критерий работоспособности разработанного механизма – это прочность гайки-оболочки.

Теоретические исследования на прочность тонкостенной гайки-оболочки, для которых были сделаны несколько допущений. Важнейшее из них состоит в том, что, используя принцип «размазывания резьбы», заменим внутреннюю резьбовую поверхность гайки на внутреннее гладкое цилиндрическое отверстие с диаметром равным среднему диаметру резьбы гайки. Кроме того, давление на тонкостенную гайку со стороны разрезной цанги будем считать равномерным.

Геометрические размеры реальных гаек позволяют сделать вывод о том, что гайку можно рассматривать как «длинную» тонкостенную цилиндрическую оболочку при осесимметричном нагружении [6].

Анализ возможных комбинаций закрепления гайки в корпус показал, что возможны две основные конструкции, которые преобразовываются в две расчетные схемы, в одной из которых оболочка имеет свободные торцы, а во второй – торцы оболочки заделаны [6]. Наибольшие напряжения возникают в гайке для второй схемы, которая показана на рис. 4 вместе с эпюрами прогибов W , изгибающего момента M_x , и эквивалентных напряжений σ_E вдоль продольной оси x (L – длина гайки).

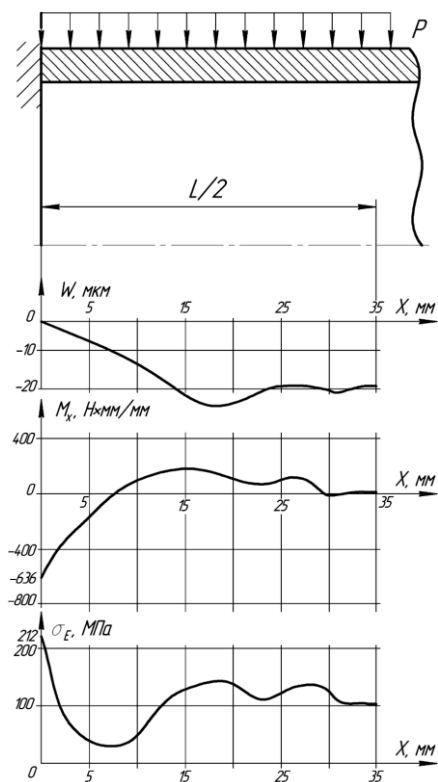


Рис. 4. Расчетная схема оболочки с заделанными торцами

Значения параметров в приведенных эпюрах соответствуют расчету опытного образца безззорного ПРВМ (типоразмер 36×10, шаг резьбы 2 мм), который был изготовлен для доказательства работоспособности разработанного механизма и определения его эксплуатационных параметров. При этом давление $p = -16,41$ МПа определялось из условия выборки зазоров между резьбовыми деталями механизма [7].

Определение размеров и полей допусков на диаметры поверхностей важнейших деталей безззорного ПРВМ. Установлено, что при сжатии разрезной цанги продольный профиль ее отверстия приобретает бочкообразную форму, из-за которой давление, нагружающее тонкостенную гайку-оболочку вдоль оси, становится переменным.

Чтобы давление при обжатии разрезной цангой тонкостенной гайки-оболочки было по возможности более равномерным, необходимо, чтобы в положении, при котором зазоры между резьбовыми деталями ПРВМ окончательно выбраны, разрезная цанга должна находиться в номинальном состоянии. В этом состоянии внутренняя поверхность разрезной цанги строго цилиндрическая, а наружная – коническая. Для этого разработан метод определения рациональных размеров с полями допусков на сопрягаемые поверхности основных деталей безззорного ПРВМ [8]. Расчетами доказана эффективность разработанного метода.

Экспериментальные исследования безззорного ПРВМ. Как уже отмечалось, были разработаны и изготовлены опытные образцы безззорного ПРВМ типоразмера 36×10, экспериментальные стенды, см. рис. 5, и установки.



Рис. 5. Специальный испытательный стенд ИС-01

Экспериментальные исследования доказали работоспособность заявляемого способа и конструкции безззорного ПРВМ. Ресурсные испытания показали, что разработанный механизм способен работать под нагрузкой в течение длительного времени (в ресурсных испытаниях отработал более 100000 циклов – двойных ходов выходного звена механизма).

Экспериментально определена осевая жесткость опытного образца до начала испытаний и после проведения ресурсных испытаний. Осевая жесткость после ресурсных испытаний повысилась примерно на 5...8%, что объясняется износом (приработкой) сопрягаемых витков резьбовых деталей механизма и повышением равномерности распределением нагрузки между витками. Осевая жесткость разработанного безззорного ПРВМ на 10-15% выше жесткости известных конструкций безззорных ПРВМ.

Комплекс исследований и испытаний показал, что разработанный безззорный ПРВМ относится к высокоточным передаточным винтовым механизмам. Эти механизмы можно использовать для синхронной параллельной работы двух электромеханических приводов, перемещающих одно устройство.

Экспериментально установлено, что КПД предлагаемого механизма зависит от величины крутящего момента холостого хода гайки относительно винта и для рекомендуемого значения этого момента составляет около 70%, что примерно равно КПД известных конструкций безззорных ПРВМ.

Вывод.

Разработанная конструкция безззорного ПРВМ работоспособна, обладает высокой точностью и жесткостью. Она имеет почти в 2 раза большую нагрузочную способность, чем известные конструкции безззорных ПРВМ, и в 8 раз превосходит их по ресурсу. Поэтому может успешно применяться в робототехнике и других отраслях машиностроения

1. Блинов Д.С. Планетарные роликовинтовые механизмы. Конструкции, методы расчетов / Под ред. О.А. Ряховского. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2006. 222 с.
2. SKF roller screws: SKF. Printed in France: 2008. 88 s.
3. Носов А.С., Егоров О.В., Блинов Д.С. Обзор известных конструкций безззорных планетарных роликовинтовых механизмов и разработка новых конструкций с цельной тонкостенной гайкой // Справочник. Инженерный журнал. 2018. № 12. С. 17-26.
4. Варочко А.Г., Егоров О.В., Носов А.С., Блинов Д.С. Патроны с разрезной цангой, прорезанной в шахматном порядке протяженными пазами от обоих торцов / Приводы и компоненты машин. 2017. № 3-4. С. 20-24.
5. Устройство для преобразования вращательного движения в поступательное движение: пат. 2610747 РФ / Варочко А.Г., Блинов Д.С., Носов А.С. заявл. 01.10.2015; опубл. 15.02.2017. Бюл. № 5.
6. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. М.: Машиностроение. 1977. 488 с.
7. Носов А.С., Блинов Д.С., Егоров О.В. Определение напряженно-деформированного состояния тонкостенной гайки безззорного планетарного роликовинтового механизма // Справочник. Инженерный журнал. 2019. № 3. С. 13-22.
8. Блинов Д.С., Егоров О.В., Носов А.С. Определение размеров и полей допусков на диаметры поверхностей важнейших деталей безззорного планетарного роликовинтового механизма // Справочник. Инженерный журнал. 2019. № 5. С. 14-25.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ ЖЕСТКОГО ШТАМПА ПО ПОВЕРХНОСТИ УПРУГОЙ ПОЛУПЛОСКОСТИ С ТРЕЩИНОЙ

А.А. Бобылев

Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия; abobylov@gmail.com

Рассмотрена задача о скольжении жесткого штампа по поверхности упругой полуплоскости с трещиной. Контактное взаимодействие штампа с полуплоскостью и берегов трещин описывалось условиями одностороннего контакта, а трение между штампом и полуплоскостью – законом Амонтона. Получена вариационная формулировка задачи. Разработан вычислительный алгоритм на основе интегрального представления решения. Получены численные решения для полуплоскости с поверхностными и внутренними трещинами, включая трещины с частично и полностью сомкнутыми берегами.

Постановка задачи

Рассматривается задача о скольжении жесткого гладкого штампа по поверхности упругой полуплоскости, содержащей трещину. Штамп движется равномерно с малой скоростью, которая позволяет пренебречь динамическими эффектами и рассматривать задачу как квазистатическую.

Введем неподвижную систему координат Ox_1x_2 . Пусть упругая полуплоскость занимает область $\Omega = \{x = x_1, x_2 \in R^2 : x_2 \leq 0\}$ с границей Γ и содержит трещину Γ_c с положительным направлением нормали \bar{n} в сторону Γ_c^- . Далее под $\bar{u}(x)$, $\bar{\varepsilon}(x)$, $\bar{\sigma}(x)$ будем понимать соответственно вектор перемещений и тензоры деформаций и напряжений в точке $x \in \Omega$. Напряженно-деформированное состояние полуплоскости описывается системой уравнений:

$$\begin{aligned} \text{Div} \bar{\sigma}(x) &= 0; \quad \bar{\varepsilon}(x) = \text{Def} \bar{u}(x); \\ \bar{\varepsilon}(x) &= \underline{C} : \bar{\sigma}(x), \quad x \in \Omega, \end{aligned} \quad (1)$$

где $\text{Def} \equiv 1/2(\text{Grad} + \text{Grad}^T)$; $\underline{C} = \{C_{ijkl}\}$ – тензор модулей податливости.

Введем подвижную систему координат $Ox'_1x'_2$, связанную с жестким штампом

$$x'_1 = x_1 - \delta_t; \quad x'_2 = x_2 - \delta_n, \quad (2)$$

где δ_n, δ_t – нормальное и тангенциальное смещения штампа как жесткого целого. Часть контура штампа, по которой возможен контакт с полуплоскостью, обозначим через Γ'_p , а её проекцию на Γ для заданного смещения штампа δ_t – через $\Gamma_p(\delta_t)$. Форма штампа описывается функцией $\Phi(x'_1)$, значение которой в точке $x' \in \Gamma'_p$ равно расстоянию от этой точки до поверхности полуплоскости, измеренному в недеформированном состоянии вдоль направления внешней нормали к полуплоскости.

Контактное взаимодействие упругой полуплоскости с жестким штампом описывается условиями одностороннего контакта и законом Амонтона с коэффициентом трения скольжения f :

$$\begin{aligned} \sigma_n(x_1) &\leq 0; \quad \sigma_t(x_1) = -f \sigma_n(x_1); \quad u_n(x_1) \leq \Phi(x'_1) + \delta_n; \\ \sigma_n(x_1) u_n(x_1) - \Phi(x'_1) - \delta_n &= 0, \\ x(x') &\in \Gamma'_p(\delta_t), \quad x' \in \Gamma'_p, \end{aligned} \quad (3)$$

а контактное взаимодействие берегов трещины Γ_c^+ и Γ_c^- – условиями одностороннего контакта при отсутствии трения:

$$\begin{aligned} \sigma_n^+(x) = \sigma_n^-(x) &\leq 0; \quad \sigma_t^+(x) = \sigma_t^-(x) = 0; \\ u_n^+(x) - u_n^-(x) &\leq 0; \\ \sigma_n^+(x)[u_n^+(x) - u_n^-(x)] &= 0, \quad x \in \Gamma_c. \end{aligned} \quad (4)$$

Здесь $\sigma_n, \sigma_n^+, \sigma_n^-, \sigma_t, \sigma_t^+, \sigma_t^-$ – нормальные и касательные составляющие векторов напряжений на поверхности Γ_p , берегах трещины Γ_c^+ и Γ_c^- соответственно, u_n, u_n^+, u_n^- – нормальные составляющие вектора перемещений.

Часть $\Gamma \setminus \Gamma_p$ поверхности полуплоскости Γ свободна от внешних нагрузок:

$$\sigma_n(x) = \sigma_t(x) = 0, \quad x \in \Gamma \setminus \Gamma_p. \quad (5)$$

Уравнения равновесия штампа имеют вид:

$$\int_{\Gamma_p} \sigma_n d\Gamma_p = R_n; \quad \int_{\Gamma_p} \sigma_t d\Gamma_p = -f R_n. \quad (6)$$

Будем считать заданными тангенциальное смещение δ_t и нормальную силу $R_n < 0$, приложенную к штампу. Задача (в дифференциальной постановке) состоит в определении полей перемещений \bar{u} , деформаций $\bar{\varepsilon}$ и напряжений $\bar{\sigma}$, удовлетворяющих уравнениям (1), граничным условиям (3)-(5) и условиям равновесия штампа (6). Подчеркнем, что фактическая зона контакта полуплоскости со штампом и участки смыкания берегов трещины заранее неизвестны и подлежат определению в процессе решения задачи.

Вопросы существования и единственности решения контактных задач с односторонними связями рассмотрены в [1]. Далее будем предполагать, что решение задачи существует, при этом поля деформаций $\bar{\varepsilon}$ и напряжений $\bar{\sigma}$ определяются единственным образом, а соответствующее им поле пе-

ремещений \bar{u} – с точностью до смещений полуплоскости как жесткого целого.

Вариационная формулировка задачи

Граничные задачи для упругой полуплоскости являются классическими задачами теории упругости. Для их решения, как правило, применяются методы, основанные на использовании комплексных потенциалов. Задачи с условиями одностороннего контакта (3)-(4), содержащими неравенства, являются нелинейными, что существенно ограничивает возможности известных аналитических методов решения. Альтернативный подход к решению контактных задач теории упругости с односторонними связями состоит в применении вариационных методов [1]. Вариационные формулировки контактных задач используются как для исследования проблемы существования, единственности и регулярности решения, так и для фактического построения численных решений.

Введем гильбертово пространство функций

$$U = \{\underline{\tau} = \{\tau_{ij}\} \in [L_2(\Omega)]^{2 \times 2} : \text{Div } \underline{\tau} \in [L_2(\Omega)]^2\},$$

оснащенное скалярным произведением

$$(\underline{\sigma}, \underline{\tau})_U = \int_{\Omega} [\underline{\sigma} : \underline{\tau} + \text{Div } \underline{\sigma} \cdot \text{Div } \underline{\tau}] d\Omega.$$

Будем говорить, что поле напряжений $\underline{\tau} \in U$ удовлетворяет условиям совместности, если существует поле перемещений $\bar{v} \in [W_2^1(\Omega)]^2$ такое, что $\text{Def } \bar{v} = \underline{\tau}$.

Выделим в пространстве U подпространство напряжений, удовлетворяющих в области Ω однородным уравнениям равновесия и условиям совместности

$$U_0 = \{\underline{\tau} \in U : \text{Div } \underline{\tau} = 0, \text{Def } \bar{v} = \underline{\tau}, \bar{v} \in [W_2^1(\Omega)]^2\}.$$

Образует множество статически возможных напряжений, удовлетворяющих в области Ω условиям совместности

$$V = \{\underline{\tau} \in U_0 : \tau_n(x) \leq 0, \tau_t(x) = -f\tau_n(x), x \in \Gamma_p;$$

$$\tau_n(x) = \tau_t(x) = 0, x \in \Gamma \setminus \Gamma_p;$$

$$\tau_n^+(x) = \tau_n^-(x) \leq 0, \tau_t^+(x) = \tau_t^-(x) = 0, x \in \Gamma_c;$$

$$\int_{\Gamma_p} \tau_n d\Gamma_p = R_n; \int_{\Gamma_p} \tau_t d\Gamma_p = -fR_n\}.$$

Далее предполагается, что множество V непусто. Нетрудно проверить, что в этом случае оно является выпуклым и замкнутым в пространстве U_0 .

Существуют следовые отображения, определяющие для элементов $\underline{\tau} \in U_0$ векторные функции перемещений на границе Γ_p и на берегах трещины Γ_c^+ и Γ_c^- . Введем граничные билинейную и линейную формы:

$$a(\underline{\sigma}, \underline{\tau}) = \int_{\Gamma_p} [v_n(\underline{\sigma}) - f v_t(\underline{\sigma})] \tau_n d\Gamma_p + \\ + \int_{\Gamma_c} [v_n^+(\underline{\sigma}) - v_n^-(\underline{\sigma})] \tau_n d\Gamma_c; \\ b(\underline{\tau}) = \int_{\Gamma_p} \tau_n \Phi d\Gamma_p,$$

где $v_n(\underline{\sigma}), v_t(\underline{\sigma})$ – нормальная и тангенциальная компоненты поля перемещений \bar{v} , соответствующего полю напряжений $\underline{\sigma}$.

Далее будем предполагать, что $\Phi \in H^{1/2}(\Gamma_p')$ и является ограниченной по норме, а компоненты тензора модулей податливости $C_{ijkl} \in L_\infty(\Omega)$ являются ограниченными функциями и удовлетворяют условиям симметричности и эллиптичности. В этом случае справедливы следующие утверждения.

Утверждение 1. Решение $\underline{\sigma}$ задачи в дифференциальной постановке удовлетворяет граничному вариационному неравенству

$$a(\underline{\sigma}, \underline{\tau} - \underline{\sigma}) - b(\underline{\tau} - \underline{\sigma}) \geq 0 \quad \forall \underline{\tau} \in V. \quad (7)$$

Утверждение 2. Пусть $\underline{\sigma}$ – решение граничного вариационного неравенства (7). Тогда существуют поля перемещений $\bar{u}(\underline{\sigma})$ и деформаций $\underline{\xi}(\underline{\sigma})$ упругой полуплоскости, а также смещение δ_n штампа как жесткого целого, удовлетворяющие, по крайней мере, в обобщенном смысле всем условиям дифференциальной постановки задачи.

Утверждение 3. Граничное вариационное равенство (7) эквивалентно следующей задаче минимизации: найти элемент $\underline{\sigma} \in V$ такой, что

$$J(\underline{\sigma}) = \inf_{\underline{\tau} \in V} \left\{ J(\underline{\tau}) = \frac{1}{2} a(\underline{\tau}, \underline{\tau}) - b(\underline{\tau}) \right\}. \quad (8)$$

Граничное вариационное неравенство (7) является для рассматриваемой контактной задачи с односторонними связями граничной формулировкой принципа дополнительной виртуальной работы, а задача минимизации (8) – граничной формулировкой принципа минимума дополнительной энергии.

Вычислительный алгоритм

Выбор алгоритма для численной реализации вариационного метода определяется спецификой вариационной формулировки задачи. Основная трудность, возникающая при использовании граничных вариационных формулировок в напряжениях, состоит в аппроксимации пространства U_0 , элементы которого удовлетворяют, по крайней мере, в обобщенном смысле уравнениям равновесия и условиям совместности. Для решения этой проблемы могут быть использованы пространства интегрированных фундаментальных решений (ИФР) [2].

Можно показать, что решение рассматриваемой задачи может быть представлено в виде:

$$\sigma(x) = \int_{\Gamma_p} [G_n^p(x, \xi) - f G_t^p(x, \xi)] \sigma_n(\xi) d\Gamma_p(\xi) + \int_{\Gamma_c} G^c(x, \xi) \bar{\psi}(\xi) d\Gamma_c(\xi), \quad (9)$$

где $G_n^p(x, \xi)$, $G_t^p(x, \xi)$ – поля напряжений, соответствующие решениям задач о нагружении границы полуплоскости нормальной и касательной силами; $G^c(x, \xi)$ – ядро обобщенного упругого потенциала двойного слоя для полуплоскости на основе решения Мелана; $\sigma_n(\xi)$ – нормальные напряжения на Γ_p ; $\bar{\psi}(\xi)$ – раскрытие трещины Γ_c .

Использование интегрального представления (9) позволяет свести решение рассматриваемой контактной задачи к нахождению нормальных напряжений σ_n на Γ_p и раскрытия трещины $\bar{\psi}$. Поэтому целесообразно перейти от вариационных формулировок (7) и (8) в напряжениях к гибридным вариационным формулировкам, в которых одной из искомым функций будет раскрытие трещины $\bar{\psi}$.

Введем множества

$$V_g = \{ \bar{\tau} \in U_0 : \tau_n(x) \leq 0, \tau_t(x) = -f \tau_n(x), x \in \Gamma_p; \\ \tau_n(x) = \tau_t(x) = 0, x \in \Gamma \setminus \Gamma_p; \\ \int_{\Gamma_p} \tau_n d\Gamma_p = R_n; \int_{\Gamma_p} \tau_t d\Gamma_p = -f R_n \}; \\ Y_g = \{ \bar{\gamma} \in [H^{1/2}(\Gamma_c)]^2 : \gamma_n(x) \geq 0, x \in \Gamma_c \}$$

и билинейную форму

$$d(\bar{\tau}, \bar{\gamma}) = \int_{\Gamma_c} \gamma_n \tau_n d\Gamma_c.$$

Применение аппарата преобразования вариационных задач [1, 3] позволяет получить гибридную вариационную формулировку задачи: найти седловую точку $(\bar{\sigma}, \bar{\psi}) \in V_g \otimes Y_g$ лагранжиана

$$L(\bar{\sigma}, \bar{\psi}) = \sup_{\bar{\gamma} \in Y_g} \inf_{\bar{\tau} \in V_g} L(\bar{\tau}, \bar{\gamma}), \quad (10)$$

где $L(\bar{\tau}, \bar{\gamma}) = \frac{1}{2} a(\bar{\tau}, \bar{\tau}) - b(\bar{\tau}) + d(\bar{\tau}, \bar{\gamma})$.

Можно показать, что задача (10) эквивалентна системе двух вариационных неравенств

$$\begin{cases} a(\bar{\sigma}, \bar{\tau} - \bar{\sigma}) - b(\bar{\tau} - \bar{\sigma}) + d(\bar{\tau} - \bar{\sigma}, \bar{\psi}) \geq 0, \forall \bar{\tau} \in V_g \\ d(\bar{\sigma}, \bar{\gamma} - \bar{\psi}) \leq 0, \forall \bar{\gamma} \in Y_g \end{cases}. \quad (11)$$

Для построения конечномерного пространства ИФР на основе интегрального представления (9) в настоящей работе используется гранично-элементный подход. Произведем разбиения $T_h(\Gamma_p)$ и $T_h(\Gamma_c)$, удовлетворяющие стандартным требованиям [4], и построим конечномерные пространства граничных элементов $X^h(\Gamma_p)$ и $X^h(\Gamma_{ch})$. Используя интегральное представление

(9), определим на прямом произведении $X^h(\Gamma_p) \otimes [X^h(\Gamma_{ch})]^2$ линейный интегральный оператор $\mathcal{L} = H(\sigma_n, \bar{\psi})$. Область значений оператора H образует конечномерное пространство ИФР $Z_c^h(\Omega)$. Получены оценки погрешности приближенного решения задачи (9) при использовании пространств ИФР.

Для отыскания седловой точки лагранжиана применялся итерационный алгоритм Узавы с переменным параметром [5]. На каждом шаге алгоритма Узавы для решения задачи квадратичного программирования с ограничениями в виде неравенств использовалась модификация метода сопряженных градиентов, учитывающая специфику ограничений задачи.

Численные результаты

Разработанный вычислительный алгоритм реализован в виде отдельных модулей пакета прикладных программ для решения задач механики контактного разрушения на алгоритмическом языке FORTRAN.

Численное решение рассматриваемого класса задач проводилось в два этапа. На первом этапе выполнен анализ напряженно-деформированного состояния упругой полуплоскости при скольжении жесткого штампа, определены области наибольших растягивающих и сдвиговых напряжений. Далее получены численные решения для трёх типов одиночных трещин: поверхностных трещин, подповерхностных трещин, размеры которых соизмеримы с расстоянием до поверхности полуплоскости, и внутренних трещин, размеры которых малы по сравнению с расстоянием до поверхности полуплоскости. Рассмотрены случаи полностью раскрытых трещин, частично раскрытых трещин и закрытых трещин поперечного сдвига. Исследована зависимость коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) от взаимного положения штампа и трещины, а также ее пространственной ориентации.

Для расчета КИН использовались прямой и энергетические методы. Исследовано влияние параметров гранично-элементной сетки на точность определения КИН.

1. Кравчук А.С. Вариационные и квазивариационные неравенства в механике. М.: МГАПИ. 1997. 340 с.
2. Алексидзе М.А. Фундаментальные функции в приближенных решениях граничных задач. М.: Наука. 1991. 352 с.
3. Абовский Н.П., Андреев Н.П., Деруга А.П. Вариационные принципы теории упругости и теории оболочек. М.: Наука. 1978. 288 с.
4. Угодчиков А.Г., Хуторянский Н.М. Метод граничных элементов в механике деформируемого твердого тела. Казань: Издательство Казанского университета. 1986. 295 с.
5. Бобылев А.А. Численная реализация двойственной гибридной вариационной формулировки контактных задач теории упругости с односторонними связями // Прикладні проблеми механіки і математики. 2004. Вип. 2. С. 141-147.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДА ОТНОШЕНИЯ ПЛОЩАДЕЙ В MATLAB SIMULINK ДЛЯ РАСПОЗНОВАНИЯ ЦВЕТНЫХ МЕТОК

М.В.Бобырь¹, В.А. Булатников², Н.А. Милостная³

¹Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия

²Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; rb465687@gmail.com

³Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия

В статье представлено моделирование нечетко-логической системы, расчет выходной функции которой производится на основе метода отношения площадей. Рассматриваемая система смоделирована в *Matlab Simulink*.

Введение

Модели нечетких рассуждений, основанные на нечетко-логическом аппарате, показывают себя как эффективное средство интеллектуальной выдачи управляющего решения в различных системах, таких как систем управления, систем распознавания образов и т.д. Достоинства нечетко логического аппарата заключаются в сохранении эффективности управления при отсутствии или нечетких значениях входных параметров системы. Также современные алгоритмы выдачи решений, основанных на нечетко-логическом аппарате, отличаются уменьшением вычислительной сложности и эффективностью программной реализации.

В данной работе рассматривается нечетко-логическая система, в которой этап дефаззификации реализован на основе метода отношения площадей.

Моделирование нечетко-логической системы на основе метода отношения площадей

Рассмотрим MISO систему, которая имеет три входа и один выход. Входные и выходные функции этой системы заданы треугольными функциями (рис.1) принадлежности, рассчитываемые по формуле 1.

$$f(x, a, b, c) = \begin{cases} 0, & \text{если } x < a \\ \frac{x-a}{b-a}, & \text{если } x > a \text{ и } x < b \\ \frac{c-x}{c-b}, & \text{если } x > b \text{ и } x < c \\ 0, & \text{если } x > c \end{cases} \quad (1)$$

Взаимосвязь между ними формируется на основе нечетких правил вида [1]:

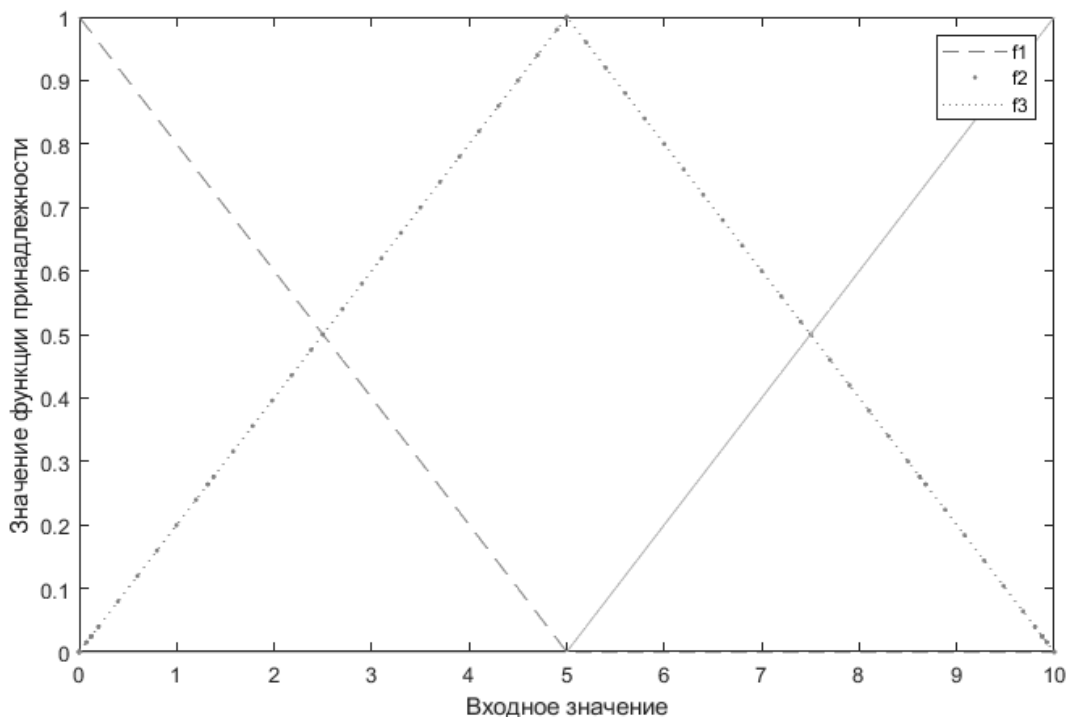


Рис.1. Входные функции принадлежности

Rule i : Если $X_1 = x_{i1}$ И $X_2 = x_{i2}$, (2)

И ... И $X_n = x_{in}$ То $Y = y_i$

где X_n - входная переменная, n - количество переменных, X_{in} - терм, описывающий треугольные функции принадлежности, i – количество входных термов, описывающих входные функции принадлежности, Y – выходная функция принадлежности, Y_i – выходной терм, описывающий выходную треугольную функцию принадлежности.

На этапе дефаззификации используется следующая формула для определения площади треугольного терма:

$$S_n = \begin{cases} S_n = 0, \text{ если } h = 0 \\ S_n = \frac{b_1}{2}, \text{ если } h = 1 \\ S_n = \frac{b_1 - b_2}{2}, \text{ если } h \in (0,1) \end{cases} \quad (3)$$

где S_n – искомая площадь, h – максимальная высота терма функции принадлежности, b_1 – длина нижнего основания фигуры терма функции принадлежности, b_2 – длина верхнего основания фигуры терма функции принадлежности.

Затем находится общая площадь входных термов:

$$S_{\text{общ}} = \frac{nb_1\omega}{2}, \quad (4)$$

где $S_{\text{общ}}$ – искомая общая площадь термов входных функций принадлежности, b_1 – основание тре-

угольных термов, n – количество термов входной переменной, ω – весовой коэффициент для обучения.

$$S_{yc} = \sum_{i=0}^m S_{ni}, \quad (5)$$

где S_{yc} – общая площадь усеченных термов, S_{ni} – усеченная площадь функций принадлежности к нечеткому входному множеству, i – итератор суммы, n – количество термов входной переменной.

После нахождения общей площади термов функций принадлежности и усеченных термов функций расчета принадлежности к нечеткому входному множеству вычисляется их отношение:

$$D = \frac{S_{yc}}{S_{\text{общ}}} \quad (6)$$

где D – отношение площадей, S_{yc} – площадь усеченного терма, $S_{\text{общ}}$ – общая площадь функции термов принадлежности.

Затем вычисляется значение этапа дефаззификации по формуле:

$$Y_{def} = D(Y_{\text{кон}} - Y_{\text{нач}}) + Y_{\text{нач}}, \quad (7)$$

где Y_{def} – значение на этапе дефаззификации, $Y_{\text{нач}}$, $Y_{\text{кон}}$ – начальное и конечное значение выходной функции принадлежности.

Описанная система смоделирована в Matlab Simulink. Входные параметры линейно равноускорено возрастают. Результат моделирования системы показан на рисунке 2.

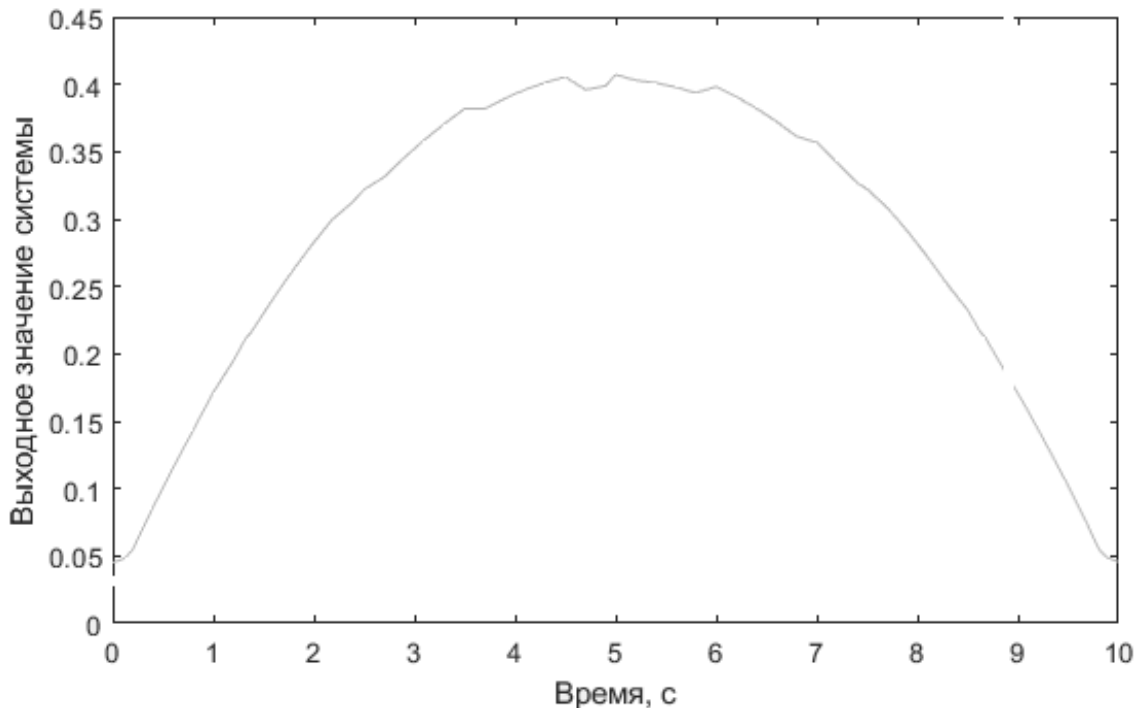


Рис. 2. Выходные значения моделированной системы

Реализация разработанной системы

Рассматриваемая система реализована в методе распознавания цветных меток [2,3]. Метод реализо-

ван в экспериментальной установке для распознавания цветной метки (рис.3)..

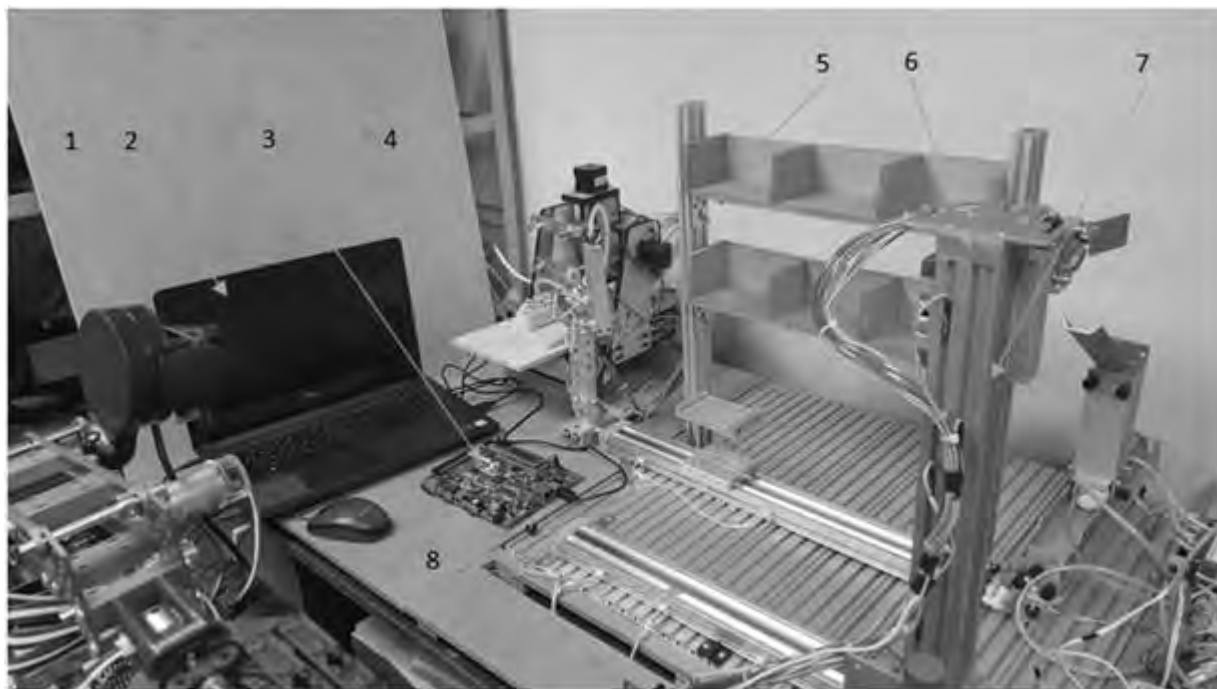


Рис.3. Экспериментальная установка для распознавания цветной метки: 1 – камера; 2 – ноутбук; 3 – ПЛИС; 4 – трёхосевой фрезерный станок с ЧПУ; 5 – ячейки склада готовых изделий; 6 – цветная метка; 7,8 – бесштоковые цилиндры

Система на основе нечеткой логики определяет положение цветной метки. Затем, на основе этого положения и положения бесштоковых цилиндров происходит расчет и выдача управляющих воздействий на бесштоковые цилиндры в реальном времени. Рассматриваемый метод позволяет повысить точность позиционирования бесштоковых цилиндров, по сравнению с использованием гиринов.

Заключение

Метод отношения площадей на этапе дефазификации позволяет сократить количество ресурсоемких математических операций (умножение, деление), что сокращает время расчета выходного решения и повышение производительности такой системы. Моделирование вышеописанной системы позволяет на ранних этапах разработки системы проанализировать ее поведение. В дальнейшем предполагается обучение разработанной нечетко-логической системы на эталонных значениях для реализации заданных алгоритмов управления [4,5].

1. A. Piegat, Fuzzy modelling and control, Physica-Verlag, Heidelberg, 2001. DOI: 10.1007/978-3-7908-1824-6.
2. Бобырь, М.В. Метод расчета карты глубин на основе мягких операторов [Текст] / М. В. Бобырь, А. Е. Архипов, Н. А. Милостная // Системы и средства информатики. 2019. Т.29, №2. С. 71–84.
3. Bobyry, M.V. System of Stereovision Based on Fuzzy-Logical Method of Constructing Depth Map. / M.V. Bobyr; A.S. Yakushev; S.A. Kulabukhov; A.E. Arkhipov // 2018 International Russian Automation Conference (RusAutoCon). 2018. DOI: 10.1109/RUSAUTOCON.2018.8501701
4. Бобырь, М.В. Обучение нейро-нечеткой системы на основе метода разности площадей [Текст] / М.В. Бобырь, С.А. Кулабухов, Н.А. Милостная. // Искусственный интеллект и принятие решений. 2016. № 4. С. 15-26.
5. H.R. Mahdiani, A. Banaiyan, M.H.S. Javadi, S.M. Fakhraie, C. Lucas, "Defuzzification block: New algorithms, and efficient hardware and software implementation issues," Engineering Applications of Artificial Intelligence, 26, P. 162-172, 2013. DOI: 10.1016/j.engappai.2012.07.001.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ МОДУЛЬ НА ПЛИС ДЛЯ УСТРОЙСТВА УПРАВЛЕНИЯ ТЕРМОЭЛЕМЕНТОМ

М.В. Бобырь, А.А. Дородных, А.С. Якушев

Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; fregat_mn@rambler.ru, alekseyakushev@yandex.ru

В статье рассматривается вычислительный модуль для системы охлаждения на основе полевого транзистора и элемента Пельтье, реализованный на ПЛИС. Математически вычислительный модуль строится на аппарате нечеткой логики. Для правильной работы нечеткой системы производится подбор оператора нечеткой импликации с анализом их работы с помощью коэффициентов *RMSE*, *MAPE*, *Accuracy*.

Цель

Целью статьи является разработка вычислительного модуля, реализованного на базе ПЛИС Spartan 3E для управления системой охлаждения на основе полевого транзистора и термоэлемента Пельтье./

Материалы и методы

Вычислительный модуль (ВМ) на ПЛИС разработан для управления системой охлаждения режущего инструмента станков с ЧПУ. На рис. 1 представлены основные блоки ВМ и электрическая схема системы охлаждения.

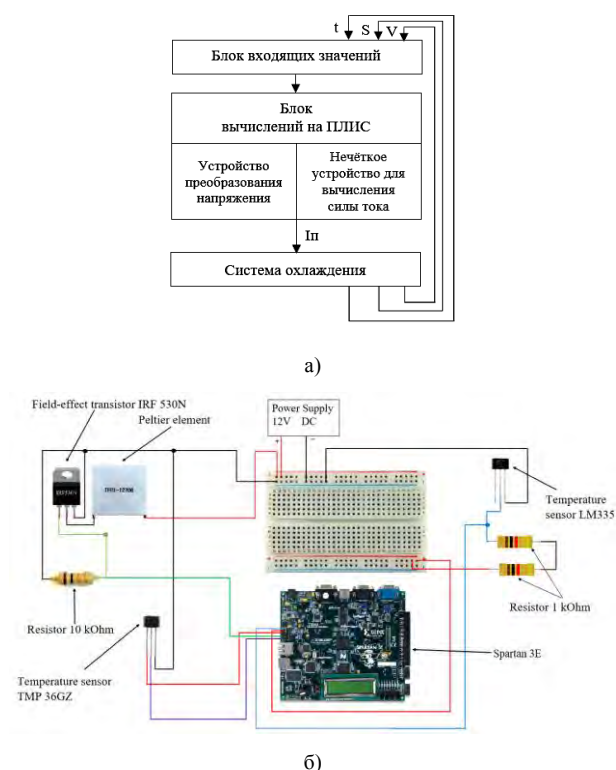


Рис. 1. Вычислительный модуль на ПЛИС для управления термоэлементом Пельтье на основе полевого транзистора: а – структурная схема; б – электрическая схема системы охлаждения на основе полевого транзистора

Модуль представленный на рис.1а состоит из следующих блоков: блок получения данных о текущих значениях температуры в зоне резания, подачи

наоборот и скорости резания (*t*, *S*, *V*); блок вычислений на ПЛИС [1-3], включающий в себя нечеткое устройство для вычисления силы тока и устройство преобразования напряжения; электронный блок для системы охлаждения. Система охлаждения включает в себя: полевой транзистор, термоэлемент Пельтье, вентилятор для охлаждения теплой стороны элемента Пельтье, два резистора 1 кОм, один резистор 10 кОм, источник питания 12В, датчик температуры, отслеживающий температуру в зоне резания и датчик температуры на теплой стороне элемента Пельтье, ПЛИС. Система охлаждения [4, 5] строится на основе полевого транзистора, рассчитываемое в ВМ значение силы тока передается на термоэлемент Пельтье. Для расчёта величины силы тока в зависимости от параметров температуры в зоне резания, подачи и скорости резания, применяется аппарат нечеткой логики [6, 7].

Один из наиболее важных шагов при построении нечетких систем является подбор оператора нечеткой импликации. Для активации нечетких правил возможно применить *t*- и *s*-нормы, формулы для их расчёта сведены в таблицу 1.

Таблица 1. Формулы для расчета нечетких операторов импликации

Fuzzy MIN	t-norm
Hard-min (Hmin)	$I_{Hmin} = \min(x_1, x_2)$
Soft-min (Smin)	$I_{Smin} = \frac{x_1 + x_2 + \delta^2 - \sqrt{(x_1 - x_2)^2 + \delta^2}}{2}$
Algebraic product (AP)	$I_{AP} = x_1 \cdot x_2$
Einstein product (EP)	$I_{EP} = \frac{x_1 \cdot x_2}{2 - (x_1 + x_2 - x_1 \cdot x_2)}$
Fuzzy MAX	s-norm
Hard-max (Hmax)	$I_{Hmax} = \max(x_1, x_2)$
Soft-max (Smax)	$I_{Smax} = \frac{x_1 + x_2 + \delta^2 + \sqrt{(x_1 - x_2)^2 + \delta^2}}{2}$
Algebraic sum (AS)	$I_{AS} = x_1 + x_2 - x_1 \cdot x_2$
Einstein sum (ES)	$I_{ES} = \frac{x_1 + x_2}{1 + x_1 \cdot x_2}$

Один из способов выбора оператора нечёткой импликации – это построение системы с различными операторами, после чего производится оценка на основе коэффициентов RMSE, MAPE, Ассигасу.

Результаты и их обсуждение

Для проверки работоспособности ВМ была собрана экспериментальная установка, представленная на рисунке 2.

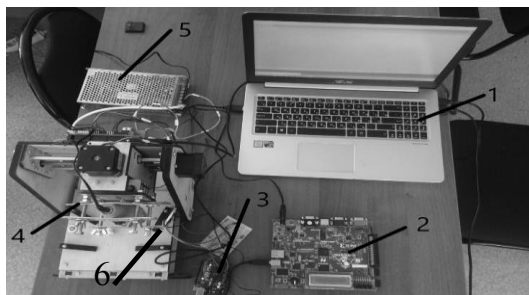


Рис. 2. Экспериментальная установка: 1 – ноутбук; 2 – ПЛИС Spartan 3E; 3 – электронный блок системы охлаждения; 4 – датчик температуры в зоне резания; 5 – термоэлемент Пельтье; 6 – источник питания

В ходе эксперимента фиксировалась температура в зоне резания, определялась скорость резания и задавалась подача на оборот. Данные параметры снимались при работе трёхосевого фрезерного станка с ЧПУ. Получив эти данные, они передавались на ВМ, реализованный на ПЛИС. Полученные значения автоматически вносились в ВМ и на выходе формировалось требуемое значение силы тока при текущих входных переменных. После чего сформированное в ВМ значение тока преобразовывалось в напряжение и передавалось на термоэлемент Пельтье. Также в программе ModelSim было определено время выполнения расчета силы тока в ВМ. Данное время составило 570 нс при частоте 50 Гц.

В ходе эксперимента был выполнен линейный и нелинейный регрессионный анализы в результате получены новые закономерности между напряжением формируемом в преобразователе напряжения (рис. 1а), приложенным к затвору полевого транзистора, и током, передаваемым на термоэлемент Пельтье.

Коэффициент корреляции определяется по формуле:

$$\beta_{UI} = \frac{\Theta_{UI}}{\sigma_U \sigma_I},$$

$$\sigma_U = \sqrt{\frac{\sum (U_i - U)^2}{n-1}}, \quad U = \frac{\sum U_i}{n};$$

$$\sigma_I = \sqrt{\frac{\sum (I_i - I)^2}{n-1}}, \quad I = \frac{\sum I_i}{n};$$

где Θ_{UI} – ковариация между напряжением на затворе полевого транзистора и током передаваемым на

элемент Пельтье; σ_U и σ_I – среднее квадратическое отклонение величины напряжения и тока соответственно; U и I – средние значения параметров напряжения и тока; n – количество элементов в выборке, где $i=1 \dots n$.

Ковариация вычисляется по формуле:

$$\Theta_{UI} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (U_i - U)(I_i - I).$$

Корреляционное отношение находится по формуле:

$$\eta_{UI} = \frac{\sigma_{UI}}{\sigma_I},$$

где σ_{UI} – среднее квадратическое отклонение между величиной напряжения и величиной тока.

Графики уравнений регрессии приведены на рисунке 3.

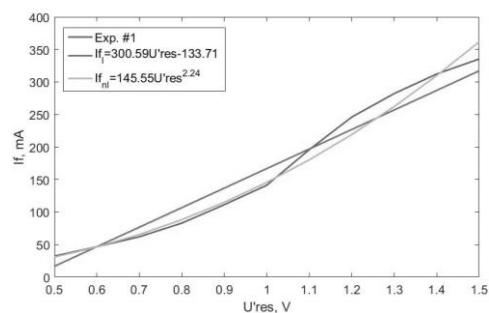


Рис. 3. Графики регрессии: линейная регрессия, нелинейная регрессия и экспериментальные данные

Кроме этого было выполнено сравнение работы ВМ при использовании различных операторов импликации (табл. 1), представленное на рисунке 4.

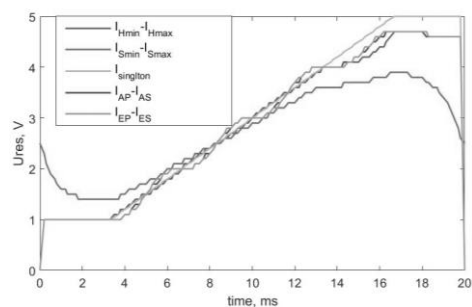


Рис. 4. Сравнение работы вычислительного модуля при различных операторах нечёткой импликации

Для того чтобы оценить численно какой из операторов работает лучше были определены коэффициенты RMSE, MAPE, Ассигасу, рассчитываемые по формулам (4), (5), (6):

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |U_{exp} - U_{res}|^2} \rightarrow \min, \quad (4)$$

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|U_{exp} - U_{res}|}{U_{exp}} \rightarrow \min, \quad (5)$$

$$\text{Accuracy} = 1 - \text{MAPE} \rightarrow 100\%. \quad (6)$$

По формулам (4) – (6) рассчитаны коэффициенты RMSE, MAPE, Accuracy для операторов, представленных в таблице 1.

Для $I_{H_{\min}}-I_{H_{\max}}$: RMSE = 11,68; MAPE = 13,78; Accuracy = 86,22.

Для $I_{S_{\min}}-I_{S_{\max}}$: RMSE = 6,61; MAPE = 8,43; Accuracy = 91,57.

Для $I_{\text{Singleton}}$: RMSE = 6,76; MAPE = 11,02; Accuracy = 88,98.

Для $I_{AP}-I_{AS}$: RMSE = 6,92; MAPE = 11,41; Accuracy = 85,59.

В результате анализа работы вычислительного модуля на ПЛИС для управления системой охлаждения на основе полевого транзистора получено, что наилучший результат формируется при использовании оператора нечёткой импликации Soft-min (S_{\min}) t-норма и Soft-max (S_{\max}) s-норма. Время расчёта требуемого значения силы тока составило 570 нс при частоте 50 Гц.

Работа выполнена при поддержке Госзадания (Соглашение №2.3440.2017/4.6) и гранта РФФИ № 16-19-00186.

1. Perez-Patricio M., and et.all, An FPGA stereo matching unit based on fuzzy logic // Microprocessors and Microsystems. 2016. Vol. 42. P. 87-99.
2. Tchendjou G.T., Simeua E., Alhakim R. Fuzzy logic based objective image quality assessment with FPGA implementation // Journal of Systems Architecture. 2018. Vol. 82. P. 24-36.
3. Elloumi M., Krida M., Masmoudi D.S. FPGA implementation of a new interval type-2 Beta neuro-fuzzy system with on-chip learning for image denoising application // Computers & Electrical Engineering. 2016. Vol.55. P. 164-179.
4. М.В. Бобырь, С.А. Кулабухов, А.С. Якушев Автономная система охлаждения режущего инструмента в задаче управления оборудованием с ЧПУ. Часть II. // Мехатроника, автоматизация, управление. 2017. Том 18. № 8. С. 558-563.
5. S.Jonic, D.Bajic, L.Celent Application of compressed cold air cooling: achieving multiple performance characteristics in end milling process // Journal of Cleaner Production. 100 (2015).
6. M.V. Bobyr, N.A. Milostnaya, S.A. Kulabuhov A method of defuzzification based on the approach of areas' ratio // Applied Soft Computing Journal. vol. 59, pp.19-32. 2017.
7. M.V. Bobyr, A.S. Yakushev, S.A. Kulabukhov, A.V. Sorokoletova Fuzzy model for capturing moving object with pneumatic mechanisms // 2018 International Conference of Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM).

ТВЕРДЫЕ УГЛЕРОДНЫЕ ПОКРЫТИЯ-ОРИЕНТАНТЫ КАК КЛЮЧ К ПОВЫШЕНИЮ ЭФФЕКТИВНОСТИ СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ МАСЕЛ

А.Н. Большаков¹, И.А. Буяновский², В.А. Левченко³, В.Д. Самусенко², Р.В. Бартко⁴

¹ООО НПП Экострада, Москва, Россия

²Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; buyan37@mail.ru

³Химический факультет МГУ им. М.В.Ломоносова, Москва, Россия

⁴АО «ВНИИ НП», Москва, Россия

Представлены результаты исследований твердых углеродных покрытий-ориентантов триботехнического назначения, в том числе легированных. Показано, что нанесение этих покрытий на стальные детали узлов трения позволяет повысить эффективность смазочных материалов различного назначения.

Цель

Предлагается альтернативный метод повышения смазочной способности масел, основанный на том, что строение граничного слоя воспроизводит строение и уровень упорядоченности поверхностного слоя подложки, таким образом, задавая структуру поверхностного слоя твердого тела, можно обеспечить получение оптимальных антифрикционных и противоизносных характеристик граничного смазочного слоя в узлах трения. Цель предлагаемой работы – оценить эффективность антифрикционного и противоизносного действия граничного слоя в зависимости от строения и состава углеродных нанопокровов и типа смазочной среды.

Материалы и методика

Для образования высокоупорядоченного гомеотропно ориентированного граничного слоя была разработана технология нанесения на стальные поверхности монокристаллического углеродного покрытия, имеющего высокоупорядоченную структуру [1]. Для сравнения испытывали аморфное углеродное покрытие.

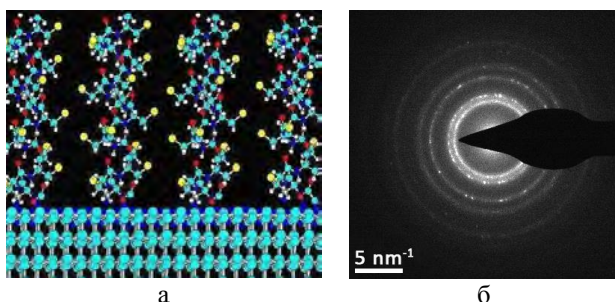


Рис. 1. Моделирование поведения молекул инактивной смазочной среды на поверхности с высоким уровнем упорядоченности, полученные методом молекулярной динамики (а), картина микродифракции от элементов микроструктуры для углеродного покрытия, легированного молибденом (б)

Для получения наноструктурированных покрытий-ориентантов, легированных кремнием, молибденом и вольфрамом использовался усовершенствованный нами ионно-плазменный метод осаждения. Скорость плазмы в потоке равнялась 7 •

104 м /с. Продолжительность импульса составляла 100 мкс. Плотность энергии варьировалась от 13 до 30 Дж/см² во время импульса соответственно [2]. Данная технология обеспечивает эффективную адгезию между материалом подложки и наносимым покрытием.

В качестве характерных смазочных сред для данного исследования были выбраны полиальфаолефиновое масло ПАО-4, нормальные углеводороды: н-тетрадекан (н-С14Н30), н-гексадекан (н-С16Н34); в качестве поверхностно-активной среды – ПАО-4, но с присадкой 1% (масс) олеиновой кислоты; в качестве химически активной серосодержащей среды – ПАО-4 с присадкой 2% дитиофосфата цинка (присадка ДФ-11).

Покровы наносились на детали (ролики) из стали 100Cr6, на диски и пластины из стали ШХ-15. Механические свойства поверхностей исследуемых образцов оценивались с помощью измерительного комплекса CSM Micro Indentation Tester MHTX S/N 01-2476 при скоростях нагружения алмазной пирамиды и её разгрузки 20,0 мН/мин, времени выдержки под нагрузкой 10 с, максимальной нагрузке 10 Н. Измерения проводили с использованием трёхгранной пирамиды Берковича. Расчёты исследуемых характеристик проводили по данным 10 измерений [3].

Дополнительно исследовали состав поверхностных слоёв покрытий. Это осуществляли с помощью рентгеновского фотоэлектронного спектрометра PHI VersaProbe II 5500.

Толщину слоя определяли глубинным профилированием приповерхностных слоёв образцов путём регистрации РФЭ спектров при последовательном удалении тонких слоёв образца покрытия.

Элементный состав покрытия определяли путём анализа полученных РФЭ спектров с помощью специализированного ПО MultiPak 9.0.

Трибологические испытания проводили по трем различным методикам: 1. На установку ДС-3[4] при малой скорости относительного перемещения контактирующих тел и объемного нагрева узла трения и окружающего его слоя масла по схеме «вращающийся диск-неподвижный шар». Частота

вращения диска составляла $0,01 \text{ мин}^{-1}$, нагрузка на узел трения – $7,4 \text{ Н}$ в температурном интервале – $20 - 200 \text{ }^\circ\text{C}$, который осуществлялся нагревом от внешнего источника тепла. Скорость подъема температуры $10 \text{ }^\circ\text{C/мин}$. Материал образцов – сталь ШХ-15, верхний образец - стандартный шарик диаметром $12,7 \text{ мм}$. По схеме «вращающийся шар-три ролика» на установке КТ-2 [5]. В качестве образцов применялись шарики диаметром $12,7 \text{ мм}$ из стали ШХ-15 и ролики диаметром 8 мм и длиной 8 мм . (из стали 100Cr6). Нагрузка на узел трения составляла 104 Н , частота вращения 1 мин^{-1} , продолжительность испытания 60 мин . По схеме «осцилляция шарика по пластине» на вибротрибометре UMT3-MT (производство компании CETR) методом, зафиксированном ASTM D6425, согласно которому нагрузка на узел трения менялась по определенной программе в интервале от $4 \dots 50 \text{ Н}$, а частота осцилляций – в интервале $1 \dots 50 \text{ Гц}$. Материалом и пластин и шаров служила сталь ШХ-15, закаленная до HV 980. Диаметр шарика – $12,7 \text{ мм}$.

Результаты и их обсуждение

Результаты измерения микротвердости показали, что нанесение на сталь 100Cr6 сравниваемых вариантов покрытий повышает её твердость, сопротивление как упругой, так и пластической деформации, а также увеличивает способность поверхностных слоёв к упругому восстановлению.

Таблица 1. Механические характеристики образцов: сталь без покрытия (1), сталь с нелегированным углеродным покрытием (2), сталь с покрытием, легированным кремнием (3), сталь с покрытием, легированным молибденом (4), сталь с покрытием, легированным вольфрамом (5)

Вид покрытия	1	2	3	4	5
Микротвердость, ГПа	9,2	11,4	12,2	12,8	13,0

Результаты трибологических испытаний методом температурной стойкости на машине трения ДС-3 показали, что покрытие-ориентант демонстрирует лучшие антифрикционные свойства по сравнению с аморфным алмазоподобным покрытием, а так же сталью без покрытия. Причем, при температурах, превышающих критическую температуру 120°C , наблюдаемую для вазелинового масла с поверхностно-активной присадкой, у пары трения сталь – монокристаллическое углеродное покрытие в интервале температур $120 - 200^\circ\text{C}$ наблюдаются существенно более низкие коэффициенты трения, чем у стали без покрытия, но в поверхностно-активной среде.

Исследования антифрикционных свойств легированных покрытий на машине КТ-2 приведены на рис. 2 (а, б, в).

Из рис. 2а видно, что все сравниваемые покрытия заметно снижают коэффициент трения в инактивной среде. Некоторый подъем коэффициента трения в конце испытаний для трения стали по

нелегированному покрытию скорее всего связан с его повреждением.

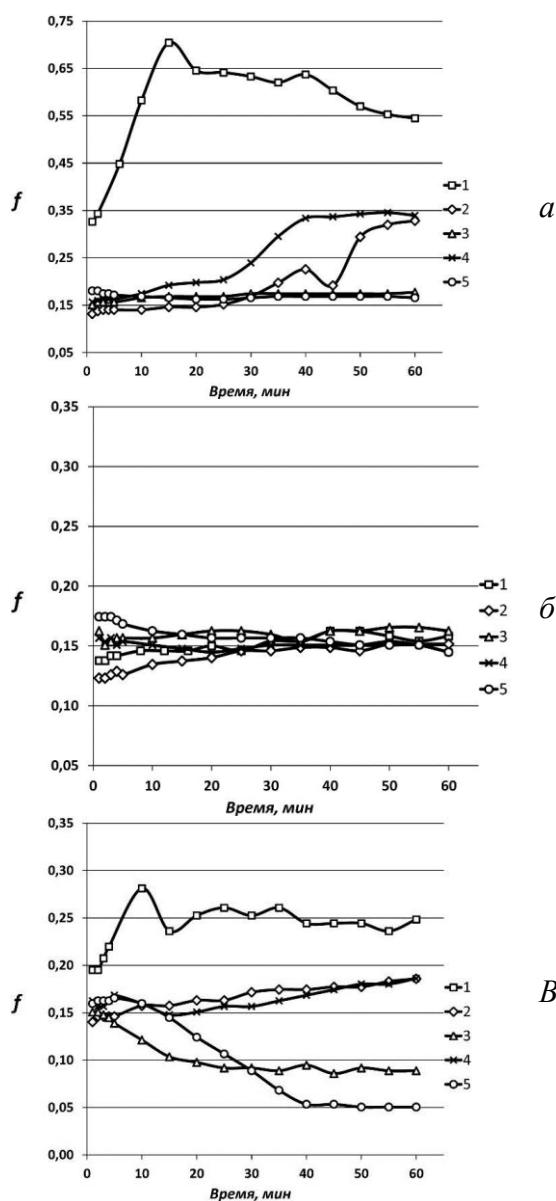


Рис. 2. Зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний на машине КТ-2 со смазкой маслом ПАО-4 (а), ПАО-4+1,5% олеиновой кислоты (б) и масло ПАО-4+2% присадки ДФ-11(в): 1- трение стали по стали; 2 – трение стали по углеродному покрытию-ориентанту; 3 – трение стали по покрытию-ориентанту, легированному вольфрамом; 4 – трение стали по покрытию-ориентанту, легированному молибденом; 5 – трение стали по покрытию-ориентанту, легированному молибденом

Данные, приведённые на рис. 2б, показывают, что в поверхностно-активной среде заметно снижает коэффициенты трения стали по стали, а трение стали по покрытиям-ориентантам остаётся на том же уровне, как и для стали по покрытиям в инактивной среде. Таким образом, эффекты от применения покрытий-ориентантов и от введения в инактивную среду поверхностно-активного вещества не суммируются. При испытаниях в серосо-

держашей среде, покрытия, легированные вольфрамом и молибденом в начале эксперимента ведут себя как образцы в среде ПАВ и обеспечивают снижение коэффициента трения до 0,15. При повышении продолжительности эксперимента начинается заметное снижение коэффициента трения, что, по-видимому, объясняется разложением присадки и взаимодействии выделившихся вольфрама и молибдена с серосодержащей средой с образованием дисульфидов вольфрама и молибдена соответственно, которые являются прекрасными твёрдыми смазочными материалами [6].

Для дальнейших исследований противоизносных свойств было выбрано покрытие, легированное вольфрамом и проведена серия испытаний в трёх углеводородных средах на вибротрибометре УМТ-ЗМТ. Для сравнения испытывались стальные образцы без покрытия.

Таблица 2. Результаты испытаний стальных образцов с твёрдым углеродным покрытием, легированным вольфрамом и без него в трёх углеводородных средах на вибротрибометре УМТ-ЗМТ

покрытие	Масло/вязкость, $\nu_{40}, \text{м}^2/\text{с}$	Коэффициент трения*	Износ, 10^3 мкм^3	
			шара	пластины
нет	без масла	0,66	3546	4515
есть		0,24	1065	3427
нет	н-С14/ 2,09	0,20	125	262
есть		0,17	31	13
нет	н-С16/ 2,97	0,15	57	229
есть		0,11	4	3
нет	ПАО-4/ 17,3	0,11	47	102
есть		0,11	35	7

*Приведены значения коэффициентов трения в конце испытаний.

Как видно из табл. 2, покрытие существенно снижает как коэффициент трения, так и величину износа стальных образцов. В то же время, высоковязкое масло обеспечивает низкое трение вне зависимости от наличия или отсутствия покрытия, хотя износ образца заметно снижается. Обращает на себя внимание тот факт, что покрытия не только снижают износ образцов, на которые они нанесены, но и уменьшают износ ответных образцов (шариков), которые не имеют покрытий.

Заключение

Показано, что нанесение на рабочие поверхности стальных деталей твёрдых углеродных покрытий-ориентантов в зависимости от их структуры и состава, определяемых технологией, оказывает заметное влияние на строение граничных смазочных слоёв, на уровень ориентации молекул смазочной среды в этих слоях, и тем самым – на трибологические характеристики узлов трения в режиме граничной и смешанной смазки.

Совокупность приведённых экспериментальных результатов, полученных на трех испытательных машинах при различной геометрии контакта и различных нагрузках и частотах осцилляций, а также в трёх инертных смазочных средах (н-тетрадекане, н-гексадекане и ПАО-4), поверхностно-активной среде (с присадкой олеиновой кислоты), среде с серосодержащей присадкой (ДФ-11), указывает на то, что нанесение на поверхности трения монокристаллических углеродных покрытий-ориентантов, в значительной степени повышает как антифрикционные, так и противоизносные свойства базовых смазочных сред. Это свойство покрытий может быть использовано для получения новых свойств рабочих поверхностей деталей узлов трения, используемых в различных областях.

1. Левченко В.А., Матвеев В.Н., Дроздов Ю.Н., и др. Антифрикционное покрытие. Патент РФ №2230238, МКИ 7 F 16 C 33/04, Опубл. 10.06.2004, Бюл. №16
2. Левченко В.А., Буяновский И.А., Большаков А.Н. и др. Антифрикционное покрытие. Патент РФ № 2570 057, МПК F16 C 1 33/04/. Опубл. 10.12.2015, Бюл. № 34
3. Манцуров А.А., Гороховский А.В., Бурмистров И.Н., Третьяченко Е.В. Строение и свойства биосовместимых поверхностных слоёв, полученных при химической обработке титановых имплантантов//Фундаментальные исследования. – 2014, № 11-2, с. 311-315
4. Большаков А.Н., Буяновский И.А., Игнатьева З.В. и др. Лабораторные трибологические испытания тонких углеродных покрытий в смазочных средах //Заводская лаборатория. Диагностика материалов, 2011 (77), № 11, с. 27-29
5. Буяновский И.А., Лашхи В.Л., Самусенко В.Д. Развитие температурного метода оценки смазочной способности масел //Мир нефтепродуктов. Вестник нефтяных компаний, 2017, № 2, С. 28-33
6. Матвеевский Р.М., Лашхи В.Л., Буяновский И.А. и др. Смазочные материалы. Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний. – М.: Машиностроение, 1989 – 224 с.

АРОМАТИЧЕСКИЙ ПОЛИЭФИРСУЛЬФОН ДЛЯ СОЗДАНИЯ ПОЛИМЕРНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ С ВЫСОКИМИ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

А.С. Бородулин, А.Н. Калинин, С.Н. Щербин*, В.М. Алексеев

Межотраслевой инжиниринговый центр «Композиты России» МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия,
*sshcherbin@emtc.ru.

Создание материалов, обеспечивающих высокую надежность при экстремально жестких условиях эксплуатации, является актуальной научно-технической задачей. В настоящей статье рассмотрены вопросы создания отечественной технологии синтеза ароматического полиэфирсульфона для последующего создания на его основе полимерных конструкционных материалов с высокими физико-механическими характеристиками.

Введение.

Общепринято, что при создании материалов для технических устройств и конструкций определяющее значение имеют условия, в которых они будут эксплуатироваться. Разработка и внедрение современных, надежных полимерных конструкционных материалов, для применения в авиационной и космической технике, является одним из приоритетных направлений развития материаловедения, в том числе в рамках стратегического направления 13.2 «Конструкционные материалы» [1-3].

Проблема выбора полимера и ПКМ на его основе возникает как при создании новых видов изделий, так и при замене традиционных материалов, а также уже используемых, на полимеры с улучшенными эксплуатационными и технологическими характеристиками или более доступными для приобретения. С этой проблемой могут сталкиваться различные специалисты, в том числе и те, для которых технология переработки ПМ не является основной специальностью. Первоначальной задачей требующей решения является выбор базового полимера, основанный на изучении исходных данных по комплексу наиболее значимых для конкретного вида изделий эксплуатационных (механических, электрических, химических и др.) характеристик [4].

Одним из вариантов решения этих задач является изучение возможности применения в качестве матричного полимера ароматического полиэфирсульфона (ПЭС). Это обусловлено тем, что основные физико-механические характеристики полиэфирсульфона стабильны при высоких и пониженных температурах, в условиях воздействия агрессивных сред и радиации различной природы, что открывает возможность конкуренции этого полимера с металлом в тех областях, где другие термопласты не могут быть применены [5-10].

Материал и методы исследования.

В рамках выполнения соглашения № 14.577.21.0241 от 26 сентября 2017 г. на тему «Разработка новой высокоэффективной технологии получения теплостойких диэлектрических суперконструкционных полимеров длительного срока экс-

плуатации» разработана рецептура и методика синтеза ароматического полиэфирсульфона методом высокотемпературной поликонденсации в растворе. Структуру синтезированного полимера, его элементный состав и ряд физико-химических показателей определяли стандартизованными методами физико-химического анализа.

Физико-механические показатели разработанного полимерного материала определяли на соответствие требованиям технического задания (ТЗ) выполняемой работы, по методикам, регламентированным ГОСТами по видам испытаний.

Результаты и их обсуждение.

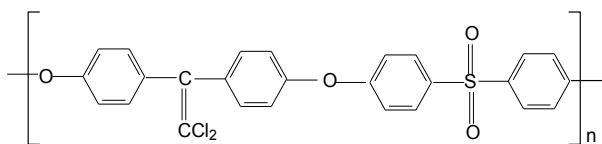
Первоначально в качестве исходного соединения синтезировали 1,1-дихлор-2,2-ди(4-оксифенил)-этилен (бисфенол С-2, $C_{14}H_{10}O_2Cl_2$) по методике, описанной в работе [11]. Полученный бисфенол С-2 очищали перекристаллизацией из водного раствора спирта (при соотношении $H_2O:C_2H_5OH=5:2$). После перекристаллизации получали мономер, имеющий температуру плавления, равную 213 °С.

Синтез полиэфирсульфона осуществляли на лабораторной установке, включающей 500мл. колбу, насадку Дина-Старка, обратный холодильник, масляную баню, верхнеприводную мешалку и т.д.

В колбу загружали бисфенол С-2, диметилсульфоксид, толуол и в слабом токе азота (расход 5 мл/мин) при непрерывном перемешивании (100 об/мин) нагревали реакционную массу в масляной бане до 90°С. Выдерживали реакционную массу при 90 °С в течение 5 минут и при этой температуре в колбу добавляли водный раствор гидроксида натрия. Температуру реакционной массы повышали до 155-160 °С с целью отгона азеотропа толуол-вода. Далее реакционную массу выдерживали дополнительно в течение 20-30 мин при температуре 160 °С для удаления остаточного толуола. После этого температуру снижали до 80°С и в полученный раствор фенолята при постоянном перемешивании добавляли 4,4'-дихлордифенилсульфон в сухом виде. Поликонденсацию проводили в течение 6 часов.

Реакционную массу разбавляли, добавляя в колбу 100 мл диметилсульфоксида, и высаждали по-

лимер в 2,0 л дистиллированной воды. Выпавший осадок отфильтровывали на воронке Бюхнера, промывали многократно дистиллированной водой, затем изопропанолом и сушили под вакуумом при температуре 80 °С в течение 6 часов. Структурная формула полученного ПЭС приведена ниже:



Идентификация полимера методом ИК-спектроскопии выявила наличие характеристических полос поглощения 760, 830, 1042, 5000 см⁻¹ характерных для полиэфирсульфона. Выход ПЭС составил 99 %. Температура размягчения - 185⁰С. Характеристическая вязкость в хлороформе – 0,45 дл/г. Агрегатное состояние и внешний вид синтезированного полимера – порошок белого цвета с размером частиц до 200 мкм. Элементный состав ПЭС общей формулы C₂₆H₁₆O₄SCl₂: С=63,04%, Н=3,26%, О=12,92%, S=6,27%, Cl=14,31%. Молекулярная масса полимера различных синтезов составляла 25000-100000, что соответствует степени поликонденсации n = 50-200.

Всего по описанной выше методике было наработано 1,0 кг ПЭС, что позволило провести комплекс испытаний этого полимера с целью установления физико-механических, диэлектрических, термических свойства, а также огнестойкости и токсичности продуктов его горения на воздухе. Испытания проводили по методикам, регламентированными соответствующими ГОСТ (табл.1). Подготовку образцов к испытаниям выполняли также с соблюдением процедур, регламентированными ГОСТами на виды испытаний.

При проведении испытаний были оценены физико-механические, диэлектрические, термические свойства, а также огнестойкость и токсичность при горении. Результаты исследований представлены в табл. 1.

Анализ результатов, представленных в табл.1, показывает, что физико-механические и диэлектрические свойства экспериментальных образцов ПЭС, полученных по разработанной рецептуре и методике синтеза не хуже аналогичных параметров импортных марок полиэфирсульфонов «Ultrason E» (фирма «BASF») и «Radel A» (фирма «SOLVAY Advanced Polymers»).

Как видно из таблицы, синтезированный ПЭС обладает высокими диэлектрическими и термическими свойствами, что позволит эксплуатировать изделия на его основе вплоть до 180⁰С. Полимер имеет низкий индекс распространения пламени (4 отн. ед.), что в соответствии с градацией ГОСТ 12.1.044-89 позволяет отнести его к материалам, медленно распространяющим пламя по поверхности.

Таблица 1.

Результаты испытаний экспериментальных образцов полиэфирсульфона в сравнении с требованиями ТЗ.

Определяемая характеристика	Значение по ТЗ	Получено
Плотность, г/см ³	1,37	1,37
Водопоглощение за 24 часа, не более, % масс.	0,8	0,53
Максимальная рабочая температура, не ниже, °С	180	180
Прочность при растяжении, не менее, МПа	90	94
Относительное удлинение при разрыве, не менее, %	15	18,6
Модуль упругости при растяжении, не менее, МПа	2700	2870
Ударная вязкость по Шарпи на образцах с надрезом, не менее, кДж/м ²	7	7,4
Твердость по вдавливаю шарика, не менее, МПа	155	158,6
Удельное объемное электрическое сопротивление, не менее, Ом*см	10 ¹⁶	3,3*10 ¹⁶
Категория горючести, отн. ед.	V0	Г1 (V0)
Коэффициент трения по стали, отн. ед.	-	0,15
Диэлектрические свойства:		
ε	-	2,96
tgδ	-	0,0025
Термические свойства:		
удельная теплоемкость, Дж/(г*°С)	-	2,66
теплопроводность, Вт/мК	-	0,18
температуропроводность, м ² /с	-	1,0*10 ⁻⁶
Огнестойкость:		
индекс распространения пламени	-	медленно распространяется по поверхности
температура воспламенения, °С		408
температура самовоспламенения, °С		615
кислородный индекс, отн. ед.		39
Токсичность при горении:		
HCl ₅₀ CO, г/м ³	-	54
HCl ₅₀ CO ₂ , г/м ³	-	672
HCl ₅₀ SO ₂ , г/м ³	-	42
Карбоксигемоглобин, %	-	50

Экспериментальные образцы ПЭС характеризуются высокой огнестойкостью: температура воспламенения полимера составляет 408⁰С, температура самовоспламенения образцов составляет 615⁰С.

Токсичность продуктов горения экспериментального образца полиэфирсульфона характеризуется следующими величинами:

- HCl₅₀ CO = 54 г/м³
- HCl₅₀ CO₂ = 672 г/м³
- HCl₅₀ SO₂ = 42 г/м³

- массовая доля карбоксигемоглобина = 18 %,

Таким образом, с учетом классификации по значению показателя токсичности продуктов горения, приведенных в табл. 2 ГОСТ 12.1.044-89, синтезированный полиэфирсульфон можно отнести к умеренно-опасным веществам. Массовая доля карбоксигемоглобина на уровне 18 % свидетельствует о том, что основное влияние на гибель животных ока-

зала окись углерода (CO).

Заключение.

Предложенный метод синтеза полиэфирсульфона высокотемпературной конденсацией в растворе является простым, с точки зрения технологической реализации, и доступным способом получения конструктивных полимеров в количествах, необходимых для создания и практического применения полимерных композиционных материалов в виде изделий, планируемых к эксплуатации в сложных климатических условиях при различных видах механических нагрузок.

Физико-механические, диэлектрические, термические свойства синтезированного ароматического полиэфирсульфона, его огнестойкость и токсичность продуктов горения находятся на уровне характеристик известных зарубежных марок полиэфирсульфонов.

Настоящая статья выполнена в рамках соглашения № 14.577.21.0241 от 26 сентября 2017 г. «Разработка новой высокоэффективной технологии получения теплостойких диэлектрических суперконструкционных полимеров длительного срока эксплуатации», уникальный идентификатор работ (проекта) RFMEFI57717X0241, финансируемого Министерством образования и науки Российской Федерации.

1. В ВИАМ обсудили создание материалов для Арктики. URL: <http://www.AviaPort.ru>gsd371469>
2. Бузник В. М., Каблов Е. Н. Отечественное арктическое материаловедение: состояние и перспективы развития. - URL: http://www.sbras.ru/files/news/docs/buznik...09_03_2017
3. Петров Г.Н., Ларионов С.А. и др. Термопластичные материалы нового поколения для авиации. URL: <https://cyberleninka.ru/.../termoplastichnye-materialy-novogo-pokoleniya-dlya-aviatsi...>
4. Марков В. А., Власов С.В. Принципы выбора полимерных материалов для изготовления изделий.- Полимерные материалы. – 2004, № 6-8, с.17-24.
5. Borodulin A. S., Kalinnikov A. N., Bazheva R. C. at all. Receipt and investigation of performance characteristics of super constructions polyesters. - International Journal of Mechanical Engineering and Technology. - 2018, v.9 (13), pp. 1117-1127.
6. Borodulin A. S., Kalinnikov A. N., Bazheva R. C. at all. Synthesis and properties of aromatic polyethersulfones. - International Journal of Mechanical Engineering and Technology (IJMET). – 2018, v. 9 (13), pp. 1109–1116.
7. Borodulin A.S., Kalinnikov A.N., Kharaev A.M. at all. New Polymeric Binders for the Production of Composit// International Conference on Modern Trends in Manufacturing Technologies and Equipment 2018. International Journal of Materials today: proceedings. – 2019, V. 11. Issue P1, pp. 3107–3111.
8. Патент РФ № 2653058. Нелюб В.А., Бородулин А.С., Калинин А.Н. и др. Огнестойкий ароматический полиэфирсульфон. 2017.
9. Патент РФ № 2683268. Бородулин А.С., Калинин А.Н. и др. Ароматические полиэфир. 2019.
10. Патент РФ № 2683270. Бородулин А.С., Калинин А.Н. и др. Огнестойкий ароматический полиэфир. 2019.
11. Инаркиева З.И. Ароматические полиэфиркетоны на основе гидрохинона и бисфенолов различного химического строения. - Дисс. канд. хим. наук. г.Нальчик. 2016 г. - 139 с.

ДИНАМИЧЕСКИЙ МОНИТОРИНГ СЛОЖНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ, КАК ЭЛЕМЕНТ ЦИФРОВОГО ПРОИЗВОДСТВА

М.Б. Бровкова, Н.С. Азиков

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; bmsar@mail.ru

В работе обосновывается необходимость динамического мониторинга сложного технологического оборудования как одного из элементов цифрового производства. В качестве примера сложного технологического оборудования рассматриваются современное автоматизированное станочное оборудование. Система динамического мониторинга разработана с использованием искусственных нейронных сетей.

При проведении динамического мониторинга необходимы адаптивные подходы для оценивания динамического состояния сложного технологического оборудования в реальном времени, который должен быть сформирован с учетом свойств управляемого объекта. Рассмотрим их подробнее. Современное автоматизированное станочное оборудование является технически сложной системой по следующим причинам. Рабочие процессы при формообразовании обеспечиваются совокупностью преобразований энергий, различных по физической природе. Управляемые перемещения многомассовых функциональных блоков характеризуются сложной кинематикой. Траектория перемещений рабочих органов станка изменяется в соответствии с реализуемыми операциями гибкой технологии. В многономенклатурном автоматизированном производстве этот фактор особенно значим, так как множество технологических операций производится на одном и том же оборудовании с применением различных инструментов. В связи с этим изменяются структурно-параметрические характеристики связей, функциональных блоков, реализующих на каждой операции технологический процесс, и интервальные условия взаимодействия различных инструментов с деталью. Воздействия неконтролируемых возмущений приводит к квазистациональному режиму резания в пределах каждого интервала. Рабочие процессы обеспечиваются многосвязной системой управления. В эту систему входят элементы с существенно нелинейными характеристиками, параметры которых изменяются в широких пределах из-за отмеченных выше управляющих и возмущающих воздействиях на объект. Динамические свойства технологической системы разомкнутой в режиме холостого хода и замкнутой при резании не идентичны и зависят от управляемой силы резания и возмущающих факторов.

Нами разработана системы динамического мониторинга качества формообразования сложного технологического оборудования по косвенным доступным для «наблюдения» процессам и его реализация как по прямому назначению, так и для оптимальной настройки оборудования, гибкого обслуживания по состоянию и для анализа возможностей модернизации станков с учетом реальных динамических характеристик.

Система динамического мониторинга разработана с использованием искусственных нейронных сетей для выявления неявных зависимостей между динамическим состоянием станков и параметрами качества изготавливаемых на них деталей. Практически это позволит вести мониторинг параметров качества деталей в реальном времени, но при условии решения вопросов оптимизации архитектуры нейросети и совершенствования алгоритма ее обучения, поскольку зависимости между параметрами качества деталей и характеристиками вибросигналов о колебаниях не имеют явно выраженных количественных закономерностей.

В общем случае искусственная нейронная сеть не является универсальной по своей структуре. Для ряда прикладных задач существует множество различных структур реализации, алгоритмов, методов обучения и т.п., описанных, например, в [117, 293] и других изданиях. Манипулируя этими различными видами можно получить, в конечном итоге, искусственная нейронная сеть с оптимальными свойствами и параметрами. Наибольшее использование для решения задач распознавания образов находят следующие нейросетевые методы: нейросетевой гауссов классификатор (Neural Gaussian Classifier), сеть Хопфилда (Hopfield Net), сеть Хемминга (Hamming Net), сеть Кохонена (Kohonen's neural network), сеть поиска максимума, классификатор Карпендера/Гроссберга, сеть встречного распространения (Counterpropagation network), сеть поиска максимума с прямыми связями (Feed-forward maxNet), входная звезда (Instar).

Результаты выполненных исследований были положены в основу разработки программы мониторинга параметров качества деталей на основе искусственной нейронной сети встречного распространения [51, 54, 55, 56, 68, 69, 81, 82, 86, 87]. Программа реализована на языке C++, работает под управлением операционной системы Microsoft Windows для IBM-совместимого компьютера, содержит все необходимые для проведения исследований инструменты, обладает удобным интерфейсом пользователя, средствами для визуализации входных сигналов и их спектрального представления, а также возможностью сохранения результатов обучения на жесткий диск и документирования. Модульная структура программы представлена на рис. 1.

Основу структуры составляют следующие блоки:

– управления, который обеспечивает координацию работы остальных блоков (например, выбор режима обучения или распознавания), принимая команды непосредственно от пользователя;

– обучения, который производит обучение нейрокompьютерной сети, основываясь на информации, содержащейся в файле описания обучающей выборки (блок загрузки обучающей выборки) и файлах формата *.WAV или *.АСР, содержащих цифровое представление акустического сигнала (блок загрузки входных данных, блок БПФ), а также индикацию процесса обучения (блок индикации процесса обучения);

– распознавания, который производит распознавание параметров качества после работы блока обучения или загрузки весов нейронных связей (блок загрузки весов нейронных связей), основываясь на информации, полученной из файлов формата *.WAV или *.АСР, содержащих цифровое представление акустического сигнала (блок загрузки входных данных, блок БПФ).

Полученные данные позволяют рекомендовать метод и его программное обеспечение к использованию как в научных исследованиях, так и в практической деятельности для создания автоматизированных систем мониторинга качества механической обработки деталей. При этом адаптация и самообучение систем в производственных условиях позволяют снизить ошибку прогнозирования до 5-10 %.



Рис.1. Модульная структура программного продукта

АНАЛИЗ СХЕМ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕНИЕ И ИЗНОС НА ОРБИТЕ

М.А. Броновец

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; brnovets@ipmnet.ru

Доклад содержит анализ схем испытаний на трение и износ на орбите Земли и планет. Он включает проведение испытаний на орбите Луны, а также на Международной космической станции. Рассматриваются схемы испытаний уже состоявшихся экспериментов и тех, которые готовятся сейчас.

Введение

Всё возрастающее значение трибологии для развития космической техники требует проведения специальных экспериментов на орбите по изучению закономерностей фрикционного взаимодействия трущихся сопряжений и узлов трения. Особенно это актуально для их работы в открытом космосе, поскольку всё большее количество таких узлов выносятся из герметичных отсеков и подвержено воздействию факторов космического пространства. Это особенно ощутимо для смазочных материалов и твёрдосмазочных покрытий, резино-технических изделий и полимерных материалов.

Лунный имитатор трения * [1]

Самым первым трибометром, работавшим на орбите, был Лунный имитатор трения (ИТ), показанный на рис. 1.

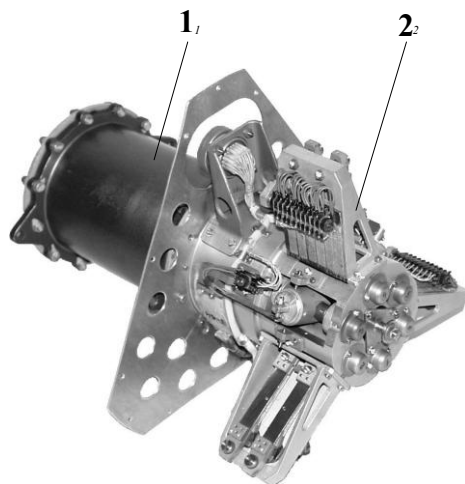
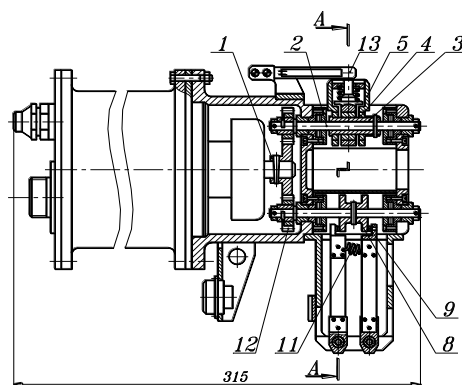


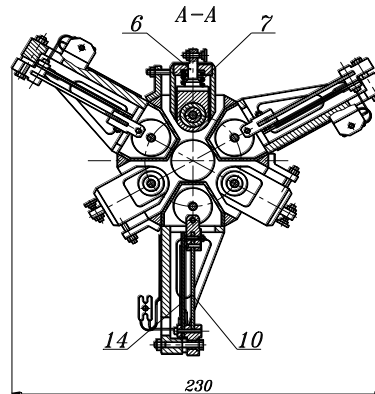
Рис.1. Вид Лунного имитатора трения.

Его конструктивные особенности показаны на рис. 2а и 2.

*Прибор изготовлен НПО им. С.А. Лавочкина. Его проектирование произведено в Институте оптико-физических измерений под руководством А. А. Силина и Е. А. Духовского. Расчет нагрузочно-скоростных режимов осуществлялся при участии сотрудников Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН Ю. Н. Дроздова и С. Л. Гафнера.



(а)



(б)

Рис.2. Конструкция Лунного имитатора трения

Автономный прибор ИТ состоит из герметичного электромеханического привода (1) и блока узлов трения (2) (рис. 1).

В приборе ИТ использовались две схемы испытаний на трение: схема «вал—втулка» (коэффициент взаимного перекрытия трущихся поверхностей $k \approx 1$) и схема «диск—индентор» ($k \approx 0$). Одновременно испытывалось девять узлов трения: три узла «вал—втулка» и шесть узлов «диск—индентор».

Диаметр вала — 7 мм, общая длина трех втулок — 8 мм (две узкие по 2 мм, широкая — 4 мм). Нагрузка на индентор — 7,6 Н, что соответствовало контактному давлению $q \approx 10,76$ МПа. Радиус рабочей поверхности индентора — 2мм, диаметр диска 25 мм.

Скорость вращения выходного вала с закрепленными образцами составляла 21 об/мин, что соответствовало скоростям скольжения для пары

«вал—втулка» 0,008 м/с, а для пары «диск—индентор» — 0,01 м/с.

Впервые в мировой практике был осуществлен длительный эксперимент по исследованию триботехнических характеристик антифрикционного покрытия на орбите вокруг Луны. На протяжении 15 мес. активного существования космического аппарата испытательные узлы трения с твердым смазочным покрытием прибора ИТ подвергались многофакторному воздействию окружающей среды дальнего космоса. За это время с прибором ИТ было проведено 18 сеансов связи. За указанный период суммарное время работы прибора составило 128 ч.

Испытания на орбите вокруг Луны установили тенденцию снижения коэффициентов трения до некоторого предела после начала работы сопряжения, которая сохраняется независимо от числа включений прибора и продолжительности неподвижного контакта. Коэффициент трения пуска увеличивался в зависимости от продолжительности нахождения прибора ИТ в неработающем состоянии.

Американский трибометр (АТ) для исследований на МКС.

В АТ [3] использовалась одна схема испытаний: сфера-диск

Одновременно могли испытываться 8 пар материалов. Сфера выполнялась из подшипниковой стали.

Технические характеристики АТ

- Нормальная нагрузка ~ 1Н;
- Радиус сферы 1,6 мм;
- Радиус дорожки трения 9 мм;
- Скорость вращения диска 14 об/мин
- Линейная скорость скольжения 0,0132 м/с

Если сравнивать параметры взаимодействия пар трения по схеме «диск—индентор» в АТ и в Лунном имитаторе трения, то близки радиусы инденторов, практически та же скорость скольжения, близки радиусы дорожек трения. В АТ нет испытаний по схеме «вал-втулка», т.е. не исследовалось различие в коэффициентах трения при различных коэффициентах взаимного перекрытия. И в ИТ, и в АТ испытания проводились при постоянной малой скорости скольжения и постоянной нагрузке. В АТ были значительно более короткие периоды испытаний.

Конструкция прибора АТ представлена ниже на рис. 3.

Российская научная аппаратура (НА) для проведения испытаний на МКС**.

В настоящее время ведётся подготовка космического эксперимента «Трибокосмос» на внешней стороне Международной космической станции. Постановщиком КЭ является ИПМех РАН. Эксперимент направлен на изучение закономерностей трения и изнашивания материалов различных классов в открытом космосе и выбор наиболее эффективных

сочетаний материалов для работы в узлах трения перспективных космических изделий.

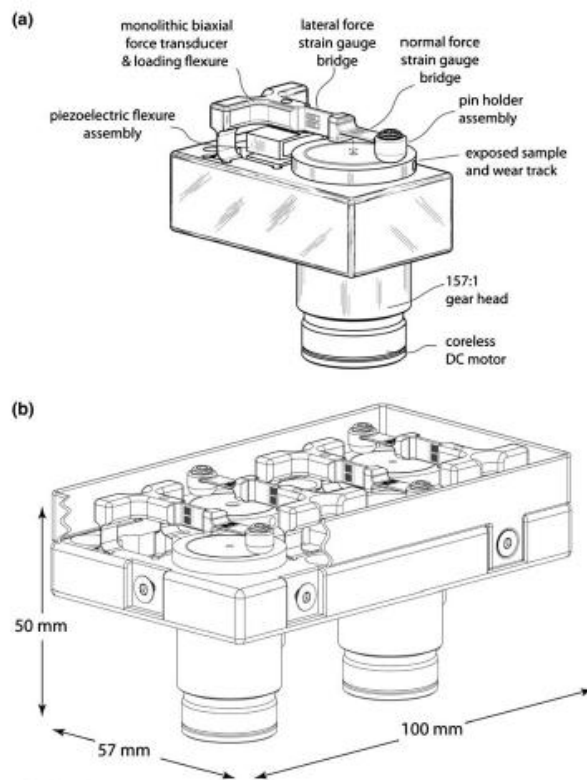


Рис.3. Американский трибометр (АТ) для исследований на МКС:

НА [3] включает три блока для испытаний: блок бортовых трибометров (Рис.4), блок модулей подшипников скольжения (Рис.5) и блок модулей зубчатых передач (Рис. 6).

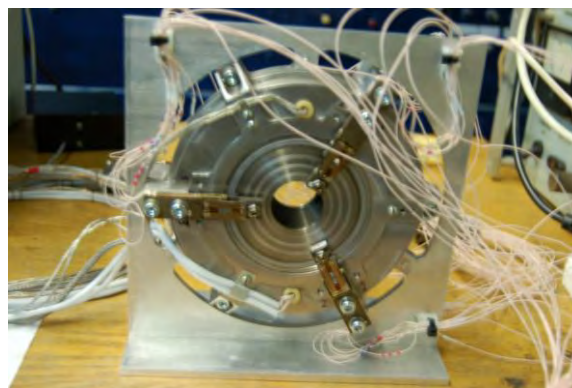


Рис. 4. Бортовой трибометр.

** Концепция проведения эксперимента и конструкции бортовых трибометров, модулей подшипников скольжения и зубчатых передач разработаны ИПМех РАН. Научная аппаратура изготовлена НПО им. С.А. Лавочкина. Высокомоментные двигатели для БТ и МПС разрабатывались и были изготовлены НПО «Планар» (Минск).

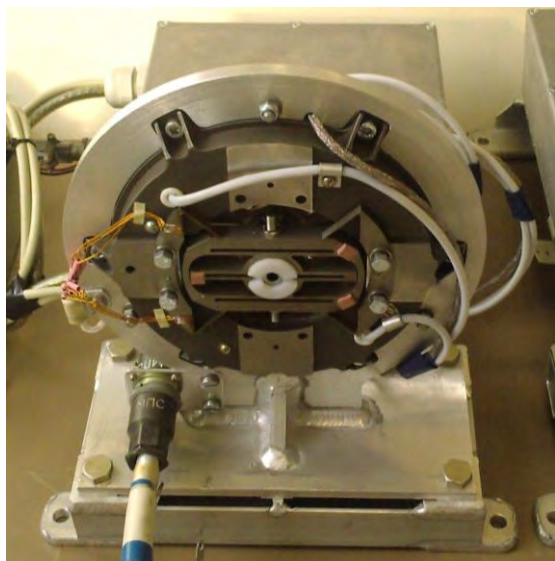


Рис. 5. Модуль подшипников скольжения.

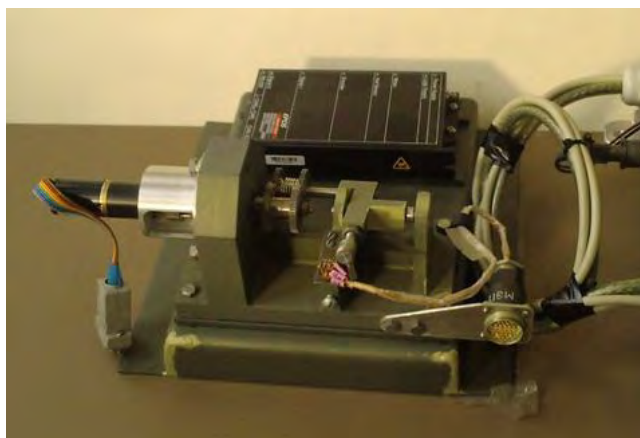


Рис. 6. Модуль зубчатых передач/

При создании аппаратуры основное внимание было уделено выбору широкого диапазона скоростей скольжения и удельных нагрузок, точности измерений, возможности испытать большое количество сочетаний материалов, а также испытать материалы по различным схемам фрикционного взаимодействия.

1. Bronovets, M.A., Yarosh V.M., Moisheev A.A. 2002. Investigation of the hard lubrication coatings in open space around the Moon. Tribotest J. V. 1(1): P.301-312.
2. Jones, W.R, Jansen// M.J.. Space Tribology. NASA Technical Reports -No TM-2000- 209924. – 40 p.
3. Броновец М.А.. Научная аппаратура для испытаний на трение и износ в открытом космическом пространстве. // Трибология. Состояние и перспективы. Сборник научных трудов. Т.1 Под ред. И.Г. Горячевой и М.А. Броновца, РИК УГАТУ: Уфа, 2016, С. 316-329,

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

П.О. Буковский

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; bukovskiy.pavel@gmail.com

Представлены результаты оценки коэффициента трения углерод-углеродных фрикционных материалов по схеме контакта пальчик – диск. Получено – коэффициент трения для образцов на основе карбонизированных волокон в два раза выше, чем коэффициент трения для образцов на основе графитизированных волокон.

С увеличением полетных масс возрастают нагрузки на посадочные системы и, в первую очередь, на тормоза. Наряду с усовершенствованием материалов конструкции авиационного тормоза [1], большое значение имеет разработка новых фрикционных углерод-углеродных композитов [2], а также модернизация уже имеющихся материалов, серийных [3].

Цель

Сравнительная оценка коэффициента трения углерод-углеродных волокнистых композиционных материалов (УУКМ) на основе графитизированных и карбонизированных волокон.

Материалы и методы

В работе исследовались два типа образцов УУКМ с матрицей, полученной карбидизацией каменноугольного пека. Образцы первого типа изготовлены на основе графитизированных углеродных волокон (ГВ) при температуре термообработки 2800°C. Образцы второй группы были изготовлены на основе карбонизированных углеродных волокон (КВ) с температурой термообработки 1400°C. Образцы изготавливались в виде пальчиков диаметром 5,7...5,8 мм и высотой 5 мм из авиационного тормозного диска. Контртело представляло собой диск из аналогичных пальчикам материалов.

Экспериментальное исследование коэффициента трения μ проводилось на лабораторном трибометре по схеме контакта пальчик – диск. Испытание образцов было проведено в диапазоне нормальных давлений $P = 2...22$ МПа, скоростей скольжения $V = 0,03$ и $0,3$ м/с и объемной температуре $T = 23^\circ\text{C}$. Перед испытанием контрообразцы предварительно притирались на наждачной бумаге зернистостью 14...20 мкм для обеспечения одинаковой микрогеометрии и для удаления частиц износа с поверхности диска.

Результаты и их обсуждение

Зависимости коэффициента трения от нормального давления и двух скоростей скольжения для двух типов УУКМ представлены на рис. 1. Для получения достоверных результатов использовалось трехкратное повторение опытов, на основе которых по методу средне квадратичного отклонения вычислялись средние значения коэффициентов трения.

Анализ данных показывает, что коэффициент

трения для образцов на основе ГВ почти не зависит от нормального давления и скорости скольжения. Полученные данные коррелируют с результатами работы [3], в которой показано, что оригинальная технология пропитки позволяют получить стабильные трибологические свойства данного композита.

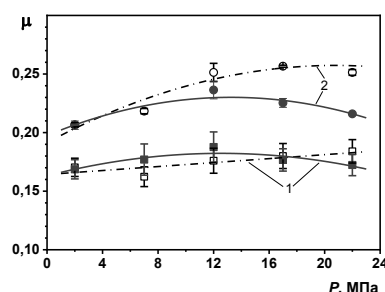


Рис. 1. Зависимости μ от P , при $T = 23^\circ\text{C}$, где $V = 0,03; 0,3$ м/с пунктирная и сплошная линии, соответственно, для образцов: 1 – на основе ГВ, 2 – на основе КВ.

В настоящей работе для оценки схем контактного взаимодействия пальчик – диск было получено, что значения коэффициента трения для образцов на основе КВ лежат в диапазоне 0,2...0,25, что в два раза превосходит величину коэффициента трения для образцов на основе ГВ. Следует отметить, что особенностью УУКМ на основе КВ является зависимость коэффициента трения от нормальной нагрузки, полученной при $V = 0,03$ м/с. При этом при $V = 0,3$ м/с наблюдается слабая зависимость коэффициента трения от нормальной нагрузки, что возможно объясняется формированием третьего тела на поверхности дорожки терния.

Благодарности. Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 19-19-00548).

Все исследуемые материалы были предоставлены АК «Рубин». Автор выражает благодарность В.В. Кулакову и А.К. Голубкову за помощь и техническую поддержку проведенного исследования.

1. Голубков А.К., Морозов А.В., Шпенев А.Г. Исследование трибологических свойств материалов, применяемых в направляющих и накладках узла трения многодискового авиационного тормозного механизма // Вестник машиностроения. 2018. № 9. С. 36-39.
2. Донюков И.А., Маслов Ю.В., Мищенко В.Ю., Триацкий Н.Н. Установка формирования пресспакетов тормозных дисков авиационных колес: от идеи до реализации // Электронный журнал «Труды МАИ». 2014. Выпуск №73.
3. Крамаренко Е.И., Кулаков В.В., Кенигфест А.М., Лисовский С.А., Мозалев В.В. Авиационные тормоза с углеродными фрикционными дисками // Трение и износ. 2006. Т. 27, № 3. 290-298.

ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРОВАНИЯ ТВЁРДЫХ УГЛЕРОДНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ ПРИ СУХОМ И ГРАНИЧНОМ ТРЕНИИ

И.А. Буяновский¹, М.М. Хрущов¹, В.А. Левченко², В.Д. Самусенко¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; buyan37@mail.ru

²Химический факультет МГУ им. М.В.Ломоносова, Москва, Россия

Обсуждается природа улучшения трибологических свойств при сухом и граничном трении твердых углеродных покрытий и возможная роль эффектов, связанных с выбором легирующих элементов, структурными и трибохимическими факторами.

Цель работы – оценить влияние содержания легирующих элементов в твердых углеродных покрытиях (ТУП) и технологии их получения на структуру этих покрытий и на их физико-механические и антифрикционные свойства. Будет показана возможность снижения затрат энергии на функционирование узлов трения машин и механизмов за счёт легирования углеродных покрытий контактирующих деталей некоторыми элементами.

Влияние легирования ТУП при сухом трении.

Как показано в работах [1, 2], на свойства твердых углеродных покрытий оказывают примеси, входящие или вводимые в состав покрытия в процессе его образования. Здесь, в первую очередь, следует назвать водород, вводимый в состав покрытий при использовании в технологическом процессе их нанесения газообразных углеводородов. Помимо водорода, твердые углеродные покрытия могут включать в качестве «полезных» добавок другие химические элементы. Возможности современных технологий вакуумного напыления позволяют получать широкий спектр составов покрытий и дают возможность получить покрытия, легированные как неметаллическими элементами (Si, N, F), так и металлами (W, Cr, Mo, Ti и др.) [5,6]. Легирование твердых углеродных покрытий дополнительными компонентами может достигаться как использованием одних традиционных вакуумных ионно-плазменных методов (магнетронное, ионное, вакуумно-дуговое напыление, ионная плакировка и т.д. в углеродосодержащих активных атмосферах, с применением составных металл-углеродных мишеней) и с помощью “гибридных” технологий. Кроме этого современные вакуумные технологии позволяют получать покрытия с модулированной слоистой и/или нанокompозитной структурой. Подобные методы легирования позволяют существенно модифицировать свойства покрытий, однако вопрос о характере влияния тех или иных легирующих добавок на фазовый состав, особенности микроструктуры, механические и триботехнические свойства покрытий остается, в целом, открытым. Особенности тонкой атомной структуры, природа наноструктурированного состояния в легированных углерод-

ных покрытиях и влияние их фазового состава на трибологические свойства недостаточно изучены. Поскольку строение покрытий может значительно влиять на поведение функциональных свойств, изучение его особенностей, микромеханических, прочностных и трибологических свойств металл-углеродных наносистем представляет значительный интерес, как в плане возможного практического использования, так и с точки зрения разработки научных основ материаловедения подобных нанокompозитных систем и физических механизмов их микромеханического поведения и прочности.

Вопросам трибологии сухого трения в твердых и, в частности, алмазоподобных углеродных покрытиях посвящено большое число работ, однако авторам известно относительно небольшое число публикаций, в которых изучали влияние структурного состояния и фазового состава легированных алмазоподобных покрытий на трибологическое поведение (подробнее см. в [2]). Можно упомянуть, например, ряд работ, изучавших с этой точки зрения АПП, легированные титаном и хромом [3, 4], связанные с изменением в них доли легирующего элемента. Оба эти элемента склонны к образованию фаз внедрения, в частности, карбидов, поэтому в таких покрытиях возможно образование наноразмерных выделений как металлической, так и карбидной фазы, а хром, кроме того, способен формировать целый спектр карбидов. В этой связи в [5] и ряде других работ была изучена структура покрытий $a\text{-C:H:Cr}$, полученных реактивным магнетронным распылением хрома в смесях ацетилена с азотом, и ее влияние на механические и трибологические свойства. Было установлено, что при увеличении содержания азота образование фаз карбидов происходит в последовательности Cr_{23}C_6 (в чистом ацетиле) $\rightarrow \text{Cr}_7\text{C}_3 \rightarrow \text{Cr}_3\text{C}_2 \rightarrow \text{CrC}$ (в смеси с 80 об. % азота). Было экспериментально показано, что размер включений металлического хрома оказывает заметное влияние на механическое, трибологическое поведение [5] и адгезионную прочность [6]. Была также подтверждена модель алмазоподобной структуры, состоящей из наноразмерных включений хрома и его фаз в аморфной углеродной матрице [4].

Экспериментальные исследования показали, что характер зависимости нанотвердости от размера включений описывается «обратным» соот-

ношением Холла-Петча, т.е. прочность покрытий a -C:H:Cr с уменьшением размера хромовых включений возрастает (рис. 1).

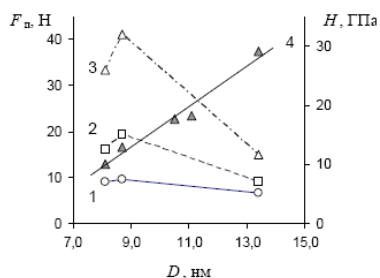


Рис.1. Зависимость параметров адгезионной прочности F_n (1)–(3) [6] и нанотвердости H (4) покрытий a -C:H:Cr [5] от размера наноразмерных включений хрома в них (см. описание в тексте).

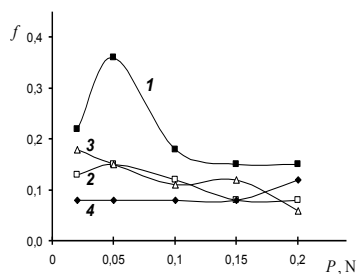


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения от нагрузки в покрытиях a -C:H:Cr, полученных: 1 – в чистом ацетилене и смесях, содержащих: 2 – 80, 3 – 40 и 4 – 20 об. % ацетилена.

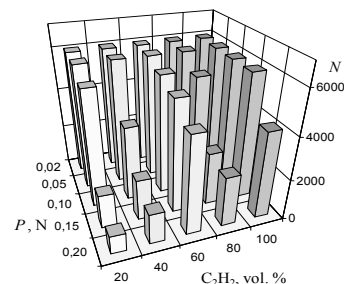


Рис.3. Зависимость N – числа циклов, при котором возникает нестабильность коэффициента трения, для алмазоподобных покрытий a -C:H:Cr, полученных в смесях ацетилен-азот.

При этом одновременно с ростом прочности улучшаются антифрикционные свойства – значение f снижается до $\sim 0,1$ (рис. 2), однако работоспособность в условиях фрикционной усталости при испытаниях на шариковом трибометре, характеризуемая числом циклов N (рис. 3), снижается.

Снижается также критическая нагрузка образования поверхностных дефектов при тесте на адгезионную прочность (цифровые обозначения на рис. 1 соответствуют: 1 – переходу от когезионного к адгезионному типу разрушения покрытия; 2 – появлению множественных трещин на поверхности покрытия; 3 – возникновению локальных сколов). В какой-то мере это повторяет ситуацию с керамическими объемными материалами и покрытиями, когда покрытие менее прочное, но более пластичное, является более износостойким, чем более прочное механически.

Влияние легирования ТУП при граничной смазке.

Высокие противоизносные и антифрикционные свойства твёрдых углеродных покрытий в условиях смазывания [1, 8, 9] связаны с тем, что смазочная жидкость ограждает зону фрикционного контакта поверхностей с углеродными покрытиями от неконтролируемого воздействия окружающей среды, обеспечивает удаление продуктов износа из зоны контакта, а также обеспечивает охлаждение зоны фрикционного контакта, что особенно важно для углеродных покрытий, имеющих относительно невысокую предельную температуру работоспособности (порядка 220°C). В данном разделе анализируется трибологический эффект взаимодействия исследуемых покрытий и активных компонентов смазочных масел.

Несмотря на хорошие трибологические свойства углеродных покрытий существуют определенные проблемы в их практическом использовании, связанные как с недостаточной адгезией к подложке, так и со смазываемостью поверхностей с нанесенными покрытиями вследствие их хими-

ческой инертности. Одним из способов улучшения свойств покрытий может быть введение непосредственно в них легирующих компонентов.

Углеродные покрытия представляют собой хорошую базу для легирования различными химическими элементами [10]. Так, в работе [11] изучено влияние легирования алмазоподобных углеродных покрытий, не содержащих водорода, такими элементами, как Si, Co, Ni, Cr, Ti, на трибологические характеристики при смазывании как чистым ПАО, так и ПАО с добавкой 1% моноолеата глицерина (МОГ). Показано, что наиболее существенное снижение коэффициента трения наблюдается для покрытий, легированных кобальтом ($f = 0,02$), в то время как чистое покрытие при аналогичных условиях испытания имело коэффициент трения $f = 0,10-0,12$. Авторы объясняют снижение трения при легировании этого покрытия кобальтом взаимодействием последнего с применяемым смазочным материалом, продукты которого с поверхностями трения образуют в зоне трения нанослой с низким сопротивлением сдвигу. Согласно [12], для углеродных АПП, легированных вольфрамом, при трении по стали в среде ПАО с серосодержащей присадкой наблюдается частичный перенос покрытия на поверхность стали, после чего в результате трибохимической реакции выделившейся при разложении присадки серы с вольфрамом, входящим в состав покрытия, образуется дисульфид вольфрама, эффективный как антифрикционный материал, что и приводит к снижению коэффициента трения с 0,13 при испытании масла без присадки до 0,10 при введении в ПАО масло 10% серосодержащей присадки.

Для более полного выявления роли состава углеродных покрытий и свойств смазочных сред применён разработанный ранее [13] метод обеспечения высокого уровня ориентации молекул смазки на поверхности раздела жидкой и твёрдой фаз, основанный на том, что твёрдая поверхность индуцирует в граничный слой свой уровень упорядоченности.

доченности. На рабочие поверхности стальных тел методом импульсной конденсации углеродной плазмы в сочетании с облучением ионами аргона предварительно наносят монокристаллические углеродные покрытия (МКУ-покрытия), имеющие гомеотропно ориентированную двумерно-упорядоченную линейно-цепочечную структуру, которая обеспечивает образование на поверхности высокоупорядоченного гомеотропно ориентированного граничного слоя, обеспечивающего трибосопряжению высокие антифрикционные свойства в достаточно широком температурном интервале. Эти

покрытия легируют соответственно W, Mo, Si. Они обладают достаточно высокой твёрдостью (60-90 ГПа), хорошей адгезией к подложке и удовлетворительной термической стабильностью.

Испытания проводили при граничной смазке на машине КТ-2 с модернизированным по схеме шар – три ролика узлом трения (шар диаметром 12,7 мм из стали ШХ-15 по трём роликам, на цилиндрические поверхности которых нанесены покрытия толщиной 1,2 – 1,5 мкм). Осевая нагрузка на узел трения – 108 Н, частота вращения шпинделя – 1 мин⁻¹.

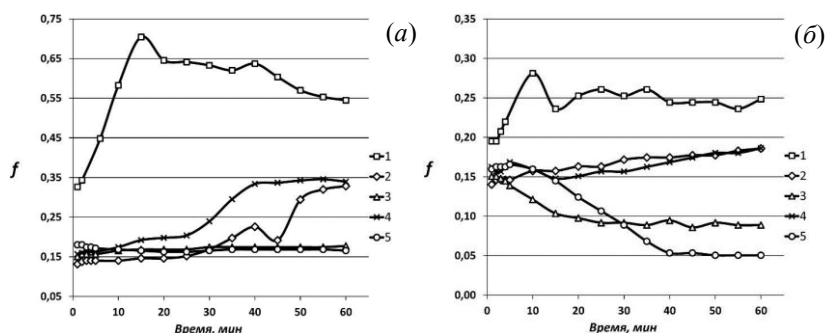


Рис. 4. Зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний стали по стали (1), стали по МКУ-покрытию (2), стали по МКУ-покрытию, легированному Si (3), по МКУ-покрытию, легированному W (4), и Mo (5) в масле ПАО-4 без присадок (а) и в 2% растворе химически активной серосодержащей присадки ДФ-11 (б).

Как можно заключить из рис. 4, в серосодержащей среде при трении сера реагирует с молибденом (или вольфрамом), образуя дисульфиды соответственно молибдена и вольфрама, что обеспечивает существенное снижение трения. При этом снижение трения обеспечивается при легировании углеродного покрытия только указанными элементами и только в серосодержащей среде. Это следует из рис. 4 применительно к трению стали по монокристаллическому углероду как нелегированному, так и легированному соответственно кремнием, вольфрамом и молибденом в растворе серосодержащей присадки ДФ-11.

Легирование монокристаллического углерода кремнием практически не сказывается на значении коэффициента трения покрытия по стали, в то время как легированный как вольфрамом, так и молибденом монокристаллический углерод существенно снижает трение. Легирование кремнием, молибденом и вольфрамом повышают антифрикционные свойства МКУ-покрытия в инактивной и поверхностно-активной среде. Всё это указывает, что именно образовавшиеся в результате трибохимической реакции дисульфиды молибдена и вольфрама обеспечивают заметное повышение антифрикционных свойств смазочных сред.

Авторы благодарят РФФИ за поддержку данной работы (проект № 19-08-01011).

1. Tribology of diamond like carbon films. Fundamental and applications / Ed. by C. Donnet, A. Erdemir. N.Y.: Springer. 2008. 665 p.
2. Хрушов М.М. Легированные алмазоподобные покрытия триботехнического назначения // Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В.Москвитина. М.: ЛЕНАНД. 2013. С. 78-113.

3. Cao D.M., Feng B., Meng W.J. et al. Friction and wear characteristics of ceramic nanocomposite coatings: Titanium carbide/amorphous hydrocarbon // Appl. Phys. Lett. 2001. V. 79. P. 329-331.
4. Gassner G, Patscheider J, Mayrhofer P.H. et al. Structure of sputtered nanocomposite CrCx/a-C:H thin films // J. Vac. Sci. Technol. B. 2006. V. 24. P. 1837-1843.
5. Хрушов М.М., Агаманов М.В., Марченко Е.А. и др. Алмазоподобные нанокompозитные покрытия а-C:H:Cr – Структурное состояние, механические и трибологические свойства // Изв. РАН. Сер. физич. 2014. Т. 78. С. 1257–1265
6. Khrushchov M.M., Marchenko E.A., Petrzik M.I. et al. The effect of structure on tribological behavior of chromium-carbon coatings obtained by plasma-assisted physical vapor deposition // J. Phys.: Conf. Ser. 2018. V. 1121. 012017.
7. Хрушов М.М., Марченко Е.А., Девин И.С. и др. Особенности структуры и трибологическое поведение хромуглеродных покрытий, полученных магнетронным распылением // ФММ. 2019. Т. 120. С. 219-224.
8. Erdemir A., Donnet C. Tribology of diamond, diamond-like carbon and related films // Modern Tribology Handbook / Ed. by B. Bushan. Boca Raton: CRC-Press. 2000. P. 871-908.
9. Ronkainen H., Varjus S., Holmberg K. Friction and wear properties in dry, water- and oil-lubricated DLC against alumina and DLC against steel contact // Wear. 1998. V. 222. P. 120-128.
10. Zahid R., Masjuki H.N., Varman M. et al. Effect of lubricant formulation on the tribological performance of self-mated doped DLC contacts: A review // Tribol. Lett. 2015. V. 58. 32.
11. Miyaki S., Mitsuyoshi K., Kurosaka W. et al. Boundary lubrication characteristic of metal-containing diamond-like carbon (DLC) films with polyalphaolefin lubricant // Tribol. Online. 2008. V. 3. P. 310-315.
12. Podgornik B., Jacobson S., Holmark S. Influence of EP and AW additives on the tribological behavior of hard low friction coatings. Surf. Coat. Technol. 165 (2003) 168-175.
13. Дроздов Ю.Н., Буяновский И.А., Левченко В.А. и др. Твердые углеродные покрытия и граничная смазка стальных деталей // Пробл. машиностр. надежн. машин. 2014. № 4. С. 55-63.

СИНГУЛЯРНЫЕ ФИГУРЫ ТРАНСЦЕНДЕНТНЫХ И ВИРТУАЛЬНЫХ ФУНКЦИЙ И КРИВЫХ & АЛГЕБРАИЧЕСКАЯ РЕДУКЦИЯ, ОБРАТНОВОЛНОВОЙ АНЗАЦ

В.М. Бырдин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; V_M_Byrdin@mail.ru

Син-фигуры: дуги и перегибы – извилины, петли и спирали, звёзды и кресты (пересечения), овалы и пики (заострения), обрывы и сгущения и т.д. Анализ (и анзац) плоских кривых и функций $f(x)$, произвольных, трансцендентных, виртуальных, специальных и алгебраических ($n \geq 3$). Виртуальный тип (эмпирические и численные) стоит над аналитическим, алгебраическим и трансцендентным. Вкл. дисперсионные уравнения, функции и кривые теории волн. Наш метод – на положениях комплексного анализа и неявных функций.

Предисловие. Доклад в продолжение моих работ [2–4 и др.].

1. Введение. Проводим анализ (отсюда, родственное анзац, см. в [3]) сингулярных фигур и структуры плоских кривых и числовых функций $f(x)$, трансцендентных, неявных, специальных и др. произвольных и сколь угодно сложных. (Здесь *Сложность* – не только суперпозиция $F(f(\varphi(x)))$, а в общем смысле)*^A. В связи с ведущим трендом информативности современных НИР-работ, с ростом сложности, точности и корректности, вводим *виртуальный класс* функций и кривых: в дополнение классических аналитических разделов, алгебраического и трансцендентного (других не бывает).

Определение 1. (*Виртуальный класс данных*). Численные и экспериментальные, графические и табличные данные, без исходной аналитической функции (формулы), определим как виртуальные: таблица, кривая и соответствующая, собственно виртуальная функция (скрытая, подразумеваемая). С некой точностью $2\varepsilon, \varepsilon \ll 1$.

Необходима *теорема существования* виртуальной функции. Однако, это обычно только подразумевается, даже в математике – способы задания функций и др. См. также [3, 4].

Определение 1a. Виртуальный класс и два аналитических, трансцендентный и алгебраический, образуют три смежных, частично перекрывающихся множества функций, кривых и др. объектов, связанных с функциями. (– рис. 1)

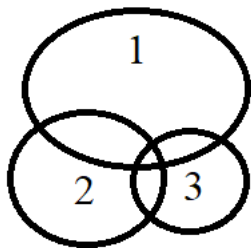


Рис. 1. Виртуальный, 1, трансцендентный, 2, и алгебраический классы математических объектов; эскиз их соотношения и преобладания.

По объёму $Q_{f,k}$ объектов реального мира, описываемых функциями f_k , преобладание очевидно: $Q_{f,1} > Q_{f,2} > Q_{f,3}$. В математике же изученных объектов J , наоборот, $J_{f,3} > J_{f,2} > J_{f,1} = 0$.

Анализируем особенности (*сингулы*) и

син-фигуры. Дуги (ветвления) и перегибы – элементы извилины. Кресты (т.е. пересечения; термин [5, с. 7]) и звёзды. Овалы и пики (заострения). Петли и спирали, узлы и косы. Обрывы и сгущения, сингулы в нуле и на ∞ -ти и др. Син-фигуры – суть локальные компоненты кривых и функций. В целом возможна экспликация общей структуры трансцендентных и виртуальных функций и кривых. Эти вопросы весьма актуальны в теории волн, где *дисперсионные кривые* (волнового числа $\zeta(\nu)$ для монокроматической моды или интегрального ядра $\exp i(\zeta r - \nu t)$) составляют значительную проблему, [1–4, 6–10, ...].

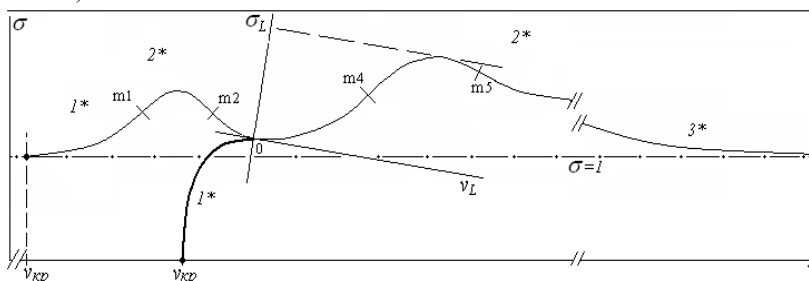


Рис. 2. Типичные дисперсионные кривые, три характерных участка: 1 – критическая область; 2 – извилины; 3 – асимптоты на ∞ -ти. Локальные оси $\sigma_L \theta \nu_L$ для отдельной извилины. (1* и 2* – компоненты поверхностной волны, с обрывом на ν_{kp} ; 3 – квазипрямая, в дБ).

Основной результат работы: определяются элементы, фигуры, свойства и структура сложных функций и кривых, трансцендентных и виртуальных, а также алгебраических, высокого порядка $n \geq 3$. Подход сингулярной *редукции* сводит трансцендентную и произвольно высокую сложность к алгебраистике, к алгебре низших полиномов, к комплексной и дифференциальной геометрии.

А именно, по *Подготовительной теореме Вейерштрасса*, любая голоморфная функция $u(z)$, $z = x + iy$, произвольно сложная, заданная неявно $\Delta(u, z) = 0$, локально сводится к многочлену $\Delta(u, z) = [A_0(z) + u A_1(z) + \dots + u^{j-1} A_{j-1}(z) + u^j] F(u, z)$. Где $F(u, z)$ – голоморфна и не равна нулю; $A_k(z)$ – вообще, трансцендентны, но также редуцируемы алгебраистикой полиномов [2, 4]. Подход неявных функций обобщается, т.к. $\Delta(u, z) \equiv u - f(z) = 0$. И это

типично в теории волн, где $\Delta=0$ – дисперсионное уравнение, трансцендентное или виртуальное [3 и др.]; $u=\zeta+ia$, $z=v+i\delta$, j – кратность, порядок полинома. Как правило, $j=1$ – регулярные области и простые корни ур-ий и полиномов; $j\geq 2$ только в особых точках. Для кратных корней типично $j=2$, более высокие порядки крайне редки вообще, математически, и, в частности, в теории волн. Т.о. применение данной теоремы – центральное звено нашего метода.

Метод анализа: теория неявных функций, положения комплексного анализа, а также элементы дифгеометрии. Это указанная Подготовительная теорема Вейерштрасса, Условия Коши-Римана, Интегральная формула Коши и другое. *Пионерами* приложения неявных функций были: в волновой механике акад. В. И. Кейлис-Борок (1952 г., ИФЗ РАН), в электродинамике проф. П. Е. Краснушкин и Е. Н. Фёдоров (1972, МИАН), в акустике автор (1975), [1, 2].

2. Несколько сингулярных фигур

Предложение 1 (о сингулярности кривых и функций). Все плоские регулярные кривые $y(x)$ локально сингулярны. Содержат, по крайней мере, в одном из поворотов координатных осей (локальных), хотя бы одну сингулу, ветвление, перегиб, излом, обрыв и др. Тоже о гладких функциях $f(x)$, одной переменной.

Доказательство: простейшая – парабола x^2 ; прямая – вырождение; и т.д. Причём $F(x,y,\theta)=0$, θ – угол поворотов, трансцендентный параметр.

2.1. Дуга, перегиб, извилина. См. рис. 3. Дуга, с точкой чётно кратного ветвления, 2го, 4, Перегиб – отрезок кривой нечётного порядка.

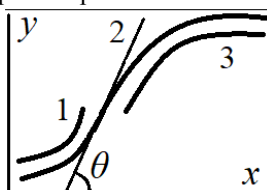


Рис. 3. Типичная извилина, с тремя элементами: 1 и 3 дуги, 2 – перегиб.

Собственно, простейшую алгебраическую извилину даёт тривиальный полином нечётной степени $(x-x_0)^{2k+1}$, $k=1,2,\dots$. Синусоида также содержит простые трансцендентные извилины и дуги.

Теорема 1 (извилины и 3 её элемента). Любая регулярная извилина асимптотически описывается тремя локальными, квази-алгебраическими функциями.левой псевдопараболой, $f \cong -x^{2N}$, $n \geq 1$, развёрнутой в первой локальной системе координат (в 1ом локусе). Перегибом, квазипрямой во втором локусе, $I+a_j x + \theta^{2N+1}$. И правой квазипараболой в 3ем локусе, $+x^{2N}$. (Здесь $\theta^{2N+1} = \theta(x^{2N+1})$).

Доказательство – [3, 4]. Координаты, локальные и базовая – например, на рис. 2. Где m_k – точки перегиба. Дуга дисперсии аппроксимируется (на рис. $\zeta_L \theta v_L$): $\zeta_L(v) \cong v_L^{2K}$, $K=1$, много реже $K=2,3,\dots$ Возможна др. асимптотика и аппроксимация. Необычна извилины обратной волны: $a_j < 0$; см. ниже модель-пример и рис. 4.

2.2. Кресты и звёзды. Кресты или пересечения мною описываются бидвукратной сингулой – двукратной и по x , и по y . См. в [4].

Предложение 2 (простой крест). Бисингула, бидвукратная сингулярная точка – центр простого креста, пересечения двух гладких кривых или функций. В сложной фигуре – самопересечение.

О звёздах, многолучевых пересечениях (моё понятие, в отл. от известных узлов, как особых точек дифференциальных уравнений с многолучевыми кривыми). На сегодня моё, не голоморфное решение: $f \cong x|(1+ax+\dots)^{1/n}|\cos(2\pi m/n)$, $n=2,3,4,\dots$, $m=0,1,2,\dots$ При $n=2$ – простой крест.

2.3. Петли и спирали. В отл. от классических спиралей, скажем, точечных (закрученных вокруг точки), мною введены «спирали осевые», тоже плоские, [3]. Т.е. закрученные вокруг прямой оси. Или вокруг криволинейной оси, в свою очередь, регулярной кривой.

Предложение 3 (спираль, с петлями, крестами и др.). Спираль осевая – периодическая регулярная кривая, содержащая на своём шаге петлю и крест. Петля может порождать самоприкосновения, вырождаться петлей в пику, (мой термин, т.е. заострение 1го рода).

На сегодня мною построено несколько прямо-осевых спиралей. Поворотом синусоиды, $y_L(x_L) = \sin x_L$, и её производной dx/dy получаем спираль с петлями – [3], рис. 4.

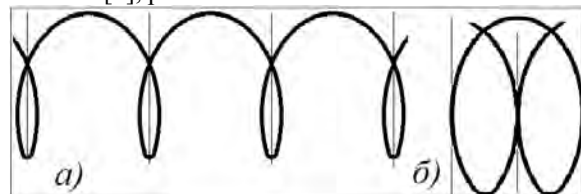


Рис. 4. Спираль периодическая, определяемая синусоидой, а); со двойной петлей и самокасанием, б).

Пример короткой квазипериодической спирали из теории волн на нижеслед. рис. 5.

Определение 2. Петля плоская $\varphi(v)$ – это самопересекающаяся кривая, ограничивающая и замыкающая конечную область D в области своего определения на плоскости $u\theta x$: $D + \partial D \subset E$ (или $D \in E$); $\varphi = \partial D$. Её сингулы: ветвления и простой крест, бидвукратность. (См. также [3, 4]).

Спектры, где формально $U(v) < 0$, $U = \partial v / \partial \zeta$, включают узкополосные обратноволновые моды. Обратные волны уникальны, их замечательные свойства широки и фундаментальны [2, 4, 10 и мн. др.]. Их приложения, вместе со смежными трендами метаматериалов, скрытности, ZGV-технологий и др., весьма перспективны [10–14 и мн. др.].

3. Заключение

Вместе с историей математики, развивается и понятие функции, как одной из основных математических концепций и как фундаментальной общенаучной категории [15–18 и др.]. Мною предложен виртуальный класс функций, что, конечно, требует математической апробации [3, 4].

Важным результатом рассмотренного метода является перевод, редукция произвольной, сколь угодно сложной кривой или функции к простому полиному, к алгебраистике. Причём вполне реально оптимизация аппроксимации (см. сноски в [4, 14]).

Единственно сложным и громоздким является расчёт коэффициентов полиномов и асимптотик. Выше рассмотрены наиболее типичные, простейшие перегиб, двукратные дуги и др. сингулы и фигуры. Встречаются и 4-ёх, и более высоко кратные точки, обрывы, сгущения и др. сингулы.

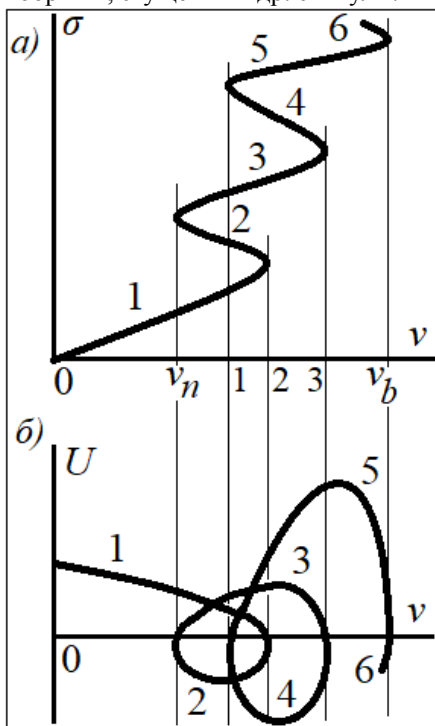


Рис. 5. а) кривая волнового числа $\sigma(v)$ в пять извилин (по мотивам [9, с. 53]) и б) спираль групповой скорости $U(v)$, с петлями и крестами.

Из данной алгебраистики и обобщения множества публикаций выявляется также общая структура сложных, трудно обозримых кривых.

Анализ кривых и сложных функций и связанные с ними физические эффекты крайне актуальны в ряде физико-технических наук. Здесь и фундаментальные обратноволновые явления, вкл. невероятную дифракцию и сверхфокусировку, и затухание волн, и резонансы и многие другие замечательные эффекты (см. [1–4, 6–14] и мн. др.).

1. Кейлис-Борок В.И. Об уравнении частот многослойной упругой среды // ДАН СССР. 1952. Т. 87. № 1. С. 25–28.
2. Бырдин В.М. Условия излучения для некоторых краевых задач с уравнениями Гельмгольца // ДАН СССР. 1978. Т. 238. № 2. С. 293–295.
3. Бырдин В. М. Извилины, петли и спирали трансцендентных функций и виртуальных кривых: сингулярный анализ, простые асимптоты, волновое приложение // Математика, её приложения и матем. образование. Междунар. конф./ ВСУТУ, ИПМ РАН и др.– Улан-Удэ, 2017. С. 121–126.
4. Бырдин В.М. О дисперсионных уравнениях, как цельном креативном разделе общей теории волн и математической физики // Математика в приложениях. Междунар. конф. к 90-л. Годунова С.К. Тез. д-дов – Новосибирск: ИМ СО РАН, 2019. 312 с. С. 111.
5. Виро О.Я. Плоские вещественные алгебраические кривые: построения с контролируемой топологией // Алгебра и анализ. 1989. Т. 1. № 5. С. 1–73.
6. Зильберглейт А.С., Копилевич Ю.И. Спектральная теория регулярных волноводов.– Л.: ФТИ, 1983. 302 с.

7. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Андреев В.Е., Котенев Ю.А. Проблемы и перспективы волновой технологии многофазных систем в нефтяной и газовой промышленности. СПб., ООО «Недра», 2008. 214 с.
8. Горшков А.Г., Тарлаковский Д.В. Динамические контактные задачи с подвижными границами. М.: Физматлит, 1995, 352 с.
9. Рабинович М.И., Трубецков Д.И. Введение в теорию колебаний и волн/ Уч. пос. М.: ФМЛ, 1984. 432 с.
10. Meleshko V.V., Bondarenko A.A., Dovgiy S.A. and etc. Elastic waveguides: history and the state of the art. 1 // J. of Mathem. Sciences. 2009. V. 162. N 1. P. 99–120.
11. Щелокова А.В., Мельчакова И.В., Слобожанюк А.П. и др. Экспериментальные реализации маскирующих покрытий // УФН. 2015. Т. 185. № 2. С. 181–206.
12. Ruopeng Liu, Chunlin Ji, Zhiya Zhao, Tian Zhou. Metamaterials: Reshape and Rethink // Engineering. June 2015. V. 1. Is. 2. P. 179-184.
13. Бобровницкий Ю.И., Миронов М.А./ руководители. Секция «Акустические метаматериалы» // 32ая сессия Рос. Акуст. Об-ва; М., окт. 2019. М.: АКИН, 2019.
14. Byrdin V.M. Crosses, meanders and loops of transcendental functions and curves & Singular ansatz, dispersion of backward waves and ZGV-problem (Zero-Group-Velocity) // IX Internat. Conf. «The problems of interaction of deformable media». 10.2018. Yerevan, 2018. Pp. 87-91.
15. Блехман И.И., Мышкис А.Д., Пановко Я.Г. Механика и прикладная математика: Логика и особенности приложений математики. 2 изд. М.:ФМЛ, 1990. 360 с. (2003)
16. Еругин Н. П. Неявные функции. Л.: ЛГУ, 1956. 59 с.
17. O'Connor J.J. and Robertson E.F. (October 2005). The function concept. (Здесь же список литературы). <http://www-history.mcs.st-and.ac.uk/HistTopics/Functions.html> /07.2019.
18. History of the function concept. https://en.wikipedia.org/wiki/History_of_the_function_concept#Notion_of_“function”_in_contemporary_set_theory
19. Lapshin R.V. Analytical model for the approximation of hysteresis loop and its application to the scanning tunneling microscope // Review of Scientific Instruments. 1995. V. 66. N. 9. P. 4718-4730.

*А Традиционно в математике *трансцендентные кривые* определяются только как *плоские*. (См., например, советскую 5-томную Матем. энциклопедию 1970-80-ых гг. и её перевод на англ. Европейским математическим обществом в 1987-94 и до 2011 гг). Хотя в точных и технических науках и в самой математике есть, конечно, и пространственные, и многомерные кривые и поверхности. Тот же *винт*. Впрочем, в теории волн дисперсионные кривые, в основном плоские, $\zeta(v)$, $U(v)$ и т.п. Это, как и многие другое, свидетельствует о преобладании алгебраической проблематики над трансцендентной. Что признаётся и самими математиками. В этом смысле показателен пример с классической петлей гистерезиса, широко известной со студенческой скамьи и повсеместной в инженерной и научной практике. Судя по недавней работе *Лапшина Р.В.* [19 (1995)], до последнего времени Петля не была изучена аналитически (!). А первый её анализ, как теперь очевидно, выполнен специалистом по техническим наукам...

ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ДИНАМИКИ ДВУРУКИХ РОБОТОВ С ПРОГРАММНЫМИ СВЯЗЯМИ

Е.И. Воробьёв

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;

Представлен алгоритм, позволяющий реализовать заданные относительные движения рабочих звеньев двуруких роботов и протезов рук при выполнении технологических и бытовых операций на основе динамических моделей рук.

Операция определяемая двуруким роботом определяет условие относительного движения рабочих звеньев манипуляторов-рук робота. Условия относительного движения рабочих звеньев задаются программными связями между рабочими звеньями. [1].

Программные связи могут налагаться на относительную ориентацию систем координат, связанных с выходными звеньями, и их относительное положение, и выражаются уравнениями вида:

$$F_2 = F \alpha_{ij}, x_{nm} \quad (1)$$

где α_{ij} $i, j = 1, 2, 3$ матрица направляющих косинусов относительной ориентации рабочих звеньев.

x_{nm} – матрица относительного положения начал систем координат рабочих звеньев n и m .

Величины α_{ij} и x_{nm} – могут быть выражены через обобщенные координаты q_i ($i=1, \dots, n$), где n – общее число степеней свободы манипуляционной системы робота.

Тогда уравнения программных связей можно записать в виде

$$f_2 = f_2(q_i, q_i) \quad (i = 1, \dots, n) \quad (2)$$

Поставим задачу определения управляющих усилий приводов, реализующих движение робота с учетом программных связей вида (2), известную как обратная задача динамики [2], [3].

Дифференциальное уравнение манипуляционной системы робота без учета программных связей в векторной форме имеет вид

$$A(q)q(\alpha) + B(q, q)q + C(q) = Q \quad (3)$$

где q, \dot{q}, \ddot{q} – обобщенные координаты системы и их производные по времени.

Q – вектор обобщенных управляющих сил системы

Уравнения программных связей продифференцируем по времени, получим

$$f_2 = \sum_{i=1}^n \frac{\partial f_2}{\partial q_i} q_i = 0$$

$$f_2 = \sum_{i=1}^n \frac{\partial f_2}{\partial q_i} q_i + \sum_{k=1}^n \sum_{i=n}^n q_k q_i \quad (4)$$

Эти выражения представим в виде

$$f_2 = J(q)q$$

$$f_2 = J(q)q + H(q, q)q \quad (5)$$

Следуя [4], введём в рассмотрение функции отклонения фактического движения от программного в виде

$$b_2 = f_2(q) \quad (6)$$

Переходный процесс отношения фактического движения от программного примем в виде эталонного дифференциального уравнения

$$b_2 + \alpha_1 \dot{b}_2 + \alpha_0 b_2 = 0 \quad (7)$$

Коэффициенты уравнения α_0, α_1 выбираем из условия желаемых свойств решения этого уравнения.

Выражения для управляющих функций Q_i можно получить, используя это уравнение.

Для этого подставим в уравнение (7) выражения производных из (5), получим

$$J(q)q + H(q, q)q + \alpha_1 J(q)q + \alpha_0 f_2(q) = 0 \quad (8)$$

В (8) вторые производные q должны быть приняты в силу уравнений динамики (3).

Разрешая эти уравнения относительно q получим

$$q A(q)^{-1} Q - B(q, q)q - C(q) \quad (9)$$

Решая совместно (8) и (9), получим систему линейных уравнений относительно обобщенных управляющих сил Q робота, реализующих заданные программные связи выходных звеньев.

$$J(q)A(q)^{-1} Q - B(q, q)q - C(q) + H(q, q)q + \alpha_1 J(q)q + \alpha_0 f_2(q) = 0 \quad (10)$$

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ (проект №19-08-00775).

1. Воробьёв Е.И., Хатунцев Д.И., Двурукие роботы. Особенности построения алгоритмов управления движением. Автоматизация. Современные технологии. 2016. №3 с.19-23.

2. Галиуллин А.С., Мухаметzenov И.А., Мухарлямов Р.Г., Фурасов В.Д. Построение систем программного движения. – М. Гл.ред. физ.мат.лит. 1971

3. Крутько П.Д. Обратные задачи динамики управляемых систем. Линейные модели. – М.: Наука, 1987

4. Бойчук Л.М. Метод структурного синтеза нелинейных систем автоматического управления. М.: Энергия. 1971

РЕАЛИЗАЦИЯ ПОЛУАВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРОТЕЗАМИ РУК

Е.И. Воробьёв, А.В. Михеев, В.О. Дорофеев

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Предлагаются алгоритмы и структурные схемы управления автоматизированными протезами рук. Протез руки рассматривается как манипуляционная робототехническая система, оснащенная устройством целеуказания положения предмета среди других, датчиками положения и микроконтроллером. При этом переносные движения кисти протеза выполняются в автоматическом режиме, а ориентирующие движения кисти в следящем режиме с помощью движения стопы ноги от задающего устройства, расположенного в обуви.

Созданием протезов рук люди занимаются уже много лет, однако задача создания протеза руки, приближающегося по своим функциональным возможностям к руке человека далека от своего решения. Одним из основных препятствий для решения этой задачи является дефицит управляющих сигналов, необходимых для управления протезом. Уменьшить дефицит управляющих сигналов и повысить функциональность существующих протезов рук позволяет метод полуавтоматического управления [2]. Метод предполагает, что при управлении протезом руки часть операций выполняется в автоматическом режиме (переносное движение кисти), а часть операций (ориентация кисти и движения пальцев протеза) от движений пальцев ноги и стопы. Метод управления протезом руки от движений пальцев ног и стопы предложен в работе [3].

Целеуказание положения предмета. Для осуществления переносного движения кисти протеза в автоматическом режиме необходимо знать положение захватываемого предмета среди других, располагаемых, например, на столе. Для этого предполагается использовать систему целеуказания. Предлагаемая система целеуказания состоит из налобной повязки с контроллером, лазерного дальномера и системы гироскопов.

Определение положения предметов производится в системе координат $OXYZ$, связанной с телом человека и расположенной в плече. С головой человека связана система координат $0_1X_1Y_1Z_1$.

Будем считать, что система $0_1X_1Y_1Z_1$ смещена относительно системы $OXYZ$ на величины a, b, c , соответственно осям X, Y, Z . В системе $0_1X_1Y_1Z_1$ расстояние R до предмета определяется дальномером, а углы α и β , определяющие поворот головы человека - гироскопом. С учетом вышесказанного координаты предмета в системе X, Y, Z будут равны:

$$\begin{aligned} x &= a + r \cos \beta \sin \alpha, \\ y &= b + r \cos \beta \sin \alpha, \\ z &= r \sin \beta + c. \end{aligned} \quad (1)$$

Переносное движение кисти протеза руки к предмету можно реализовать в автоматическом режиме, например, по команде “кивка” от головы.

Кинематическую схему механизма переносного движения протеза примем в виде механизма с тремя степенями свободы рис. 1.

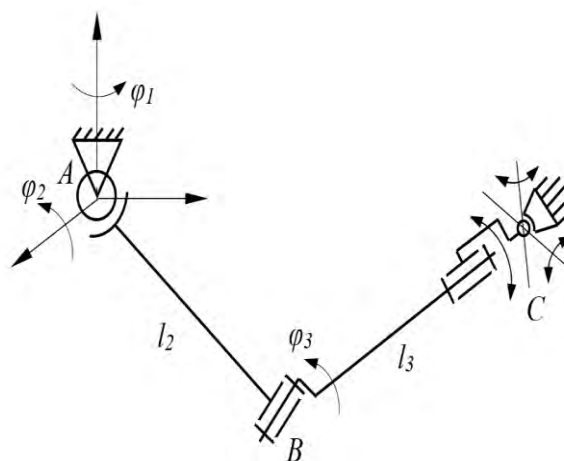


Рис. 1 Кинематическая схема механизма протеза руки.

В качестве управляющих функций примем углы относительного поворота звеньев механизма протеза: $\varphi_1, \varphi_2, \alpha$. Для построения алгоритмов управления движением кисти протеза из начального положения в конечное, необходимо знать значения углов $\varphi_1, \varphi_2, \alpha$ в этих, заданных положениях кисти. Значения углов в начальном положении и в текущем задаются датчиками относительного положения, которыми оснащается протез.

В конечном положении кисти управляющие углы могут быть определены через координаты X, Y, Z , которые, в свою очередь, определяются системой целеуказания. Для определения углов $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ запишем координаты кисти (точки C) в следующем виде:

$$x = \cos \varphi_1 l_2 \cos \varphi_2 + l_3 \cos \varphi_3, \quad (2)$$

$$y = \sin \varphi_1 l_2 \cos \varphi_2 + l_3 \cos \varphi_3, \quad (3)$$

$$z = l_2 \sin \varphi_2 + l_3 \sin \varphi_3 \quad (4)$$

где $\varphi_3 = \varphi_2 + \alpha$; l_2, l_3 — длины звеньев.

Из этой системы определяются углы $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$.

Полученные выражения для углов $\varphi_1, \varphi_2, \alpha$ позволяют построить алгоритм автоматического управления переносным движением протеза руки к предмету для его захвата от одной команды — кивка головы. Структура программного устройства

и алгоритм управления переносным движением показаны на рис. 2.

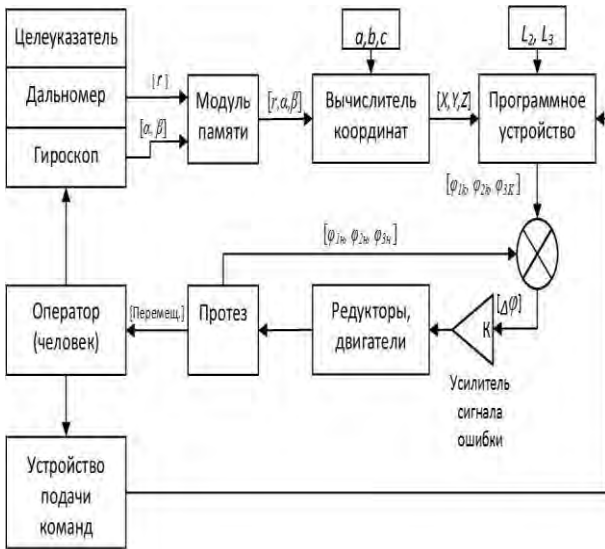


Рис. 2 Функциональная схема системы целеуказания протеза руки.

Осуществление переносного движения кисти протеза в заданную точку

Имея начальное и конечное значения углов относительного поворота звеньев протеза, можно построить процесс перехода его из начального положения в конечное.

Используем для этого синусоидальный закон изменения углового ускорения φ . В этом случае имеем:

$$\varphi t = \frac{\varphi_{max}\pi}{2\Delta\varphi} \sin \frac{\varphi_{max}\pi t}{\Delta\varphi} \quad (5)$$

где: $\Delta\varphi$ – разность между начальным и конечным углами

φ_{max} – максимальная угловая скорость

Закон изменения относительных углов звеньев механизма находится путём интегрирования (5):

$$\varphi t = \frac{1}{2} \varphi_{max} t - \frac{\Delta\varphi}{\pi} \sin \frac{\varphi_{max}\pi t}{\Delta\varphi} \quad (6)$$

Ориентирующее движение кисти протеза руки. Ориентирование кисти протеза руки реализуется механизмом, имеющим один вращательный и два поступательных привода (рис. 3). Задача управления сферическим механизмом параллельной структуры рассматривалась в работах [4].

Связь между углами поворота кисти φ_1 и φ_2 и перемещениями в поступательных приводах S_1 и S_2 имеет вид:

$$s_1^2 = b_1 + h + a_1 - 2b_1a_1 \cos \varphi_2 - b_1h \cos \varphi_1 \sin \varphi_2, \quad (7)$$

$$s_2^2 = b_2^2 + a_2^2 - 2b_2a_2 \cos \varphi_1 - 2b_2h \sin \varphi_1, \quad (8)$$

где h, b_i, a_i ($i=1,2$) – постоянные размеры механизма ориентации, S_i ($i=1,2$) – перемещения в линейных приводах.

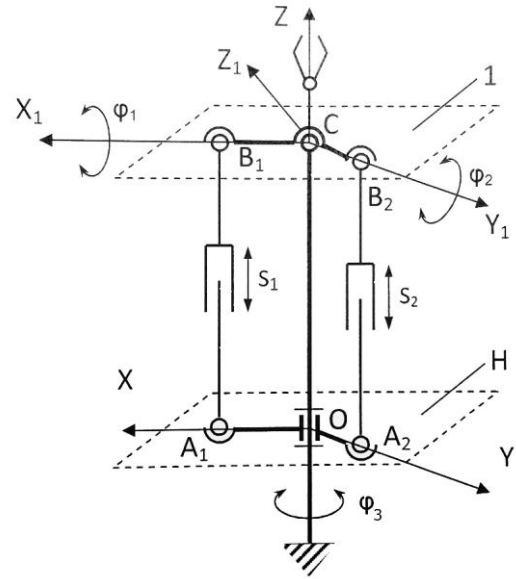


Рис. 3 Кинематическая схема механизма ориентации кисти протеза руки.

При заданных углах φ_1 и φ_2 перемещения в линейных приводах определяются из (7) и (8). Поворот вокруг оси Z на угол φ_3 реализуется независимо. Алгоритм управления ориентирующим движением кисти показан на рис. 4, где S_x, S_y – сигналы углов от датчиков положения кисти, S_1, S_2 – преобразованные значения углов текущего положения кисти.

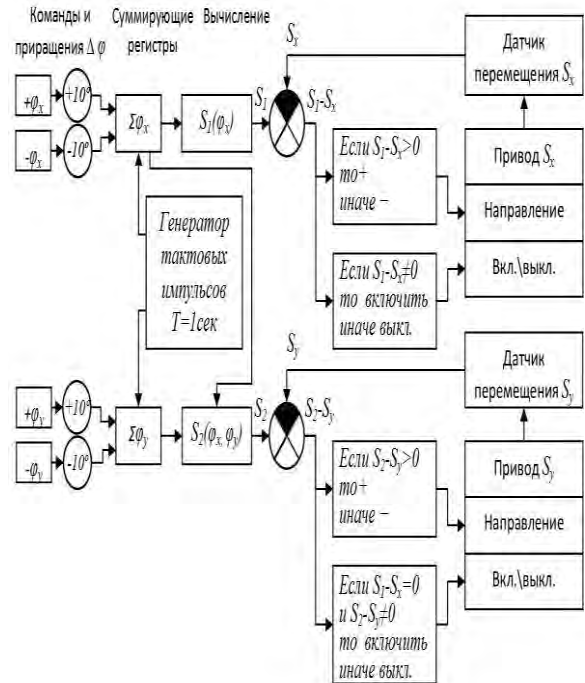


Рис. 4 Алгоритм управления ориентирующим движением протеза кисти руки.

Предложенные алгоритмы и устройства позволяют, повысить функциональность полных протезов рук и облегчить процесс управления ими

за счёт автоматизации выполнения отдельных операций в автоматическом режиме.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 19-08-00775).

1. Кобринский А.Е. и др. Биоэлектрическая система управления. - Доклады АН СССР, 1957, т. 117, №1, с. 78-80

2. Воробьев Е. И., Михеев А. В., Константинов А.Н. Метод полуавтоматического управления протезом руки. – Проблемы машиностроения и надёжности машин, 2018, №3, с. 96-101

3. Воробьев Е. И., Михеев А. В., Моргуненко К. О. Макет протеза кисти с управлением от движения стопы и пальцев ног - Медицинская техника, 2017, №2, с. 48-51

4. Глазунов В.А., Хейло С.В. Решение задачи управления сферическим механизмом параллельной структуры - Проблемы машиностроения и автоматизации, 2014, №2, с. 27-33.

АЛГОРИТМ ПОСТРОЕНИЯ ПРОГРАММНЫХ ОТНОСИТЕЛЬНЫХ ДВИЖЕНИЙ МАНИПУЛЯЦИОННЫХ СИСТЕМ ДВУРУКИХ РОБОТОВ

Е.И. Воробьев¹, А.В. Михеев¹, К.О. Моргуненко²

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;
Российский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

Представлен метод координации движений относительных рабочих звеньев манипуляционной системы двурукого робота метод показан на примере двурукого робота с шестью степенями свободы имеющего вращательные и поступательные приводы.

Манипуляционная система ППВ – ПВВ

Рассмотрим манипуляционную систему двурукого робота содержащую два манипулятора типа ППВ-ПВВ, где П – поступательная пара, В – вращательная пара

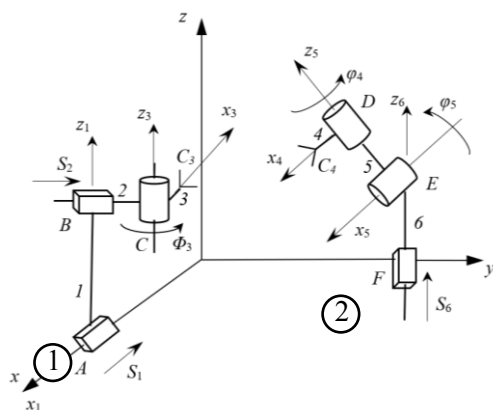


Рис. 1. Манипуляционная система ППВ-ПВВ

Манипулятор 1 содержит две поступательные и одну вращательную кинематическую пары. При этом линейные перемещения звена осуществляются параллельно оси Ox , перемещение звена 2 перпендикулярно перемещению звена 1. Ось вращения звена 3 перпендикулярна перемещению звена 2.

Манипулятор 2 содержит одну поступательную и две вращательные кинематические пары, при этом, звено 6 совершает поступательные движения вдоль оси Oz , ось вращения звена 5, перпендикулярно направлению движения звена 6, ось вращения звена 4 перпендикулярна оси вращения звена 5.

Обобщёнными координатами механизмами являются величины относительных перемещений звеньев манипуляторов $s_1, s_2, \varphi_3, s_4, \varphi_5, \varphi_6$.

Выводными звеньями манипуляторов являются звенья 3 и 4.

Относительное положение звена 4 относительно звена 3 определяем матрицей M_{34} перехода от системы $C_4x_4y_4z_4$, связанной со звеном 4 к системе $C_3x_3y_3z_3$, связанной со звеном 3

$$M_{34} = \begin{pmatrix} \alpha_{ij} & r \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (1)$$

Левые три столбца и три строки представляют матрицу ориентации

где α_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$) направляющие cos осей $C_4x_4y_4z_4$.

$r = [a, b, c]^T$ – координаты точки C_4 в системе $C_3x_3y_3z_3$

Задача реализации заданного относительного движения выходных звеньев манипуляторов состоит в определении обобщенных координат по заданной матрице (1).

Для решения задачи со звеньями манипуляторов свяжем системы координат следующим образом:

Для манипулятора 1 со звеном 1 свяжем систему координат $A_1x_1y_1z_1$, направив ось Ax_1 по оси Ox , а ось Az_1 параллельно Oz . Со звеном 2 свяжем систему координат $Cx_2y_2z_2$, направив ось Cz_2 по оси пары C , параллельно оси z , а ось Cy_2 параллельно Oy .

Для манипулятора 2 со звеньями свяжем системы координат следующим образом. Со звеном 6 свяжем систему координат $Ex_6y_6z_6$ направив ось Ez_6 параллельно оси Oz , а ось x_6 по вращательной паре E . Со звеном 5 свяжем систему координат $Ex_5y_5z_5$, направив ось Ex_5 по оси пары E , а ось z_5 по оси пары D . Со звеном 4 свяжем систему координат $Dx_4y_4z_4$ направив ось Dz_4 по оси D , а ось x_4 по оси звена 4.

Запишем матрицу ориентации системы $Cx_4y_4z_4$, связанной со звеном 4 в неподвижной системе координат через звенья манипулятора 1, получим:

$$L_{04}^{(1)} = \begin{pmatrix} \cos \varphi_3 & -\sin \varphi_3 & 0 & \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{13} \\ \sin \varphi_3 & \cos \varphi_3 & 0 & \alpha_{21} & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ 0 & 0 & 1 & \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{pmatrix} =$$

$$\begin{matrix} \alpha_{11} \cos \varphi_3 - \alpha_{21} \sin \varphi_3 & \alpha_{12} \cos \varphi_3 - \alpha_{22} \sin \varphi_3 & \alpha_{13} \cos \varphi_3 - \alpha_{23} \sin \varphi_3 \\ \alpha_{11} \sin \varphi_3 + \alpha_{21} \cos \varphi_3 & \alpha_{12} \sin \varphi_3 + \alpha_{22} \cos \varphi_3 & \alpha_{13} \sin \varphi_3 + \alpha_{23} \cos \varphi_3 \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{matrix} \quad (2)$$

Координаты точки C_4 в системе $Ox_3y_3z_3$ через параметры манипулятора 1 равны

$$x_{C_4}^1 = \begin{matrix} a + l_3 \cos \varphi_3 - b \sin \varphi_3 + s_1 \\ a + l_3 \sin \varphi_3 + b \cos \varphi_3 + s_2 \\ C + l_1 \end{matrix} \quad (3)$$

здесь l_1 и l_3 – длина звена 1 и 3

Далее запишем матрицу M_{04} через звенья манипулятора 2.

Матрица ориентации звена 4, равна

$$L_{04}^{(2)} = L_{06}L_{65}L_{54} \quad (4)$$

где $L_{i, i-1}$ матрицы перехода от системы (i-1) к системе i

Подставляя их выражения в (4) и перемножая матрицы получим матрицу третьего порядка ориентации звена 4 в системе $Ox_3y_3z_3$

$$L_{03}^2 = \begin{matrix} \cos \varphi_4 & -\sin \varphi_4 & 0 \\ \cos \varphi_5 \sin \varphi_4 & \cos \varphi_5 \cos \varphi_4 & -\sin \varphi_5 \\ \sin \varphi_5 \sin \varphi_4 & \sin \varphi_5 \cos \varphi_4 & \cos \varphi_5 \end{matrix} \quad (5)$$

Координаты точки C_4 в системе $Ox_3y_3z_3$ через параметры манипулятора 2 равны

$$x_{C_4}^2 = \begin{matrix} l_4 \cos \varphi_4 \\ l_4 \sin \varphi_4 \cos \varphi_5 - l_5 \sin \varphi_5 \\ l_4 \sin \varphi_4 \sin \varphi_5 + l_5 \cos \varphi_5 + s_6 \end{matrix} \quad (6)$$

Здесь l_4 и l_5 – длины звеньев 4 и 5

s_6 – перемещение звеньев 6 в паре F

Приравнивая соответствующие элементы матриц (2)(5) и (3)(6) получим уравнения для определения выражений обобщенных координат, которые в данном случае являются управляющими функциями.

Из этих уравнений получим

$$\begin{matrix} \varphi_3 = \arctg \frac{\alpha_{13}}{\alpha_{23}} \\ \varphi_4 = \arctg \frac{\alpha_{31}}{\alpha_{32}} \end{matrix} \quad (7)$$

$$\varphi_5 = \arccos \alpha_{33}$$

$$s_1 = l_4 \cos \varphi_4 - a + l_3 \cos \varphi_3 + b \sin \varphi_3$$

$$s_2 = l_4 \sin \varphi_4 \cos \varphi_5 - l_5 \sin \varphi_5 - a + l_3 \sin \varphi_3 - b \cos \varphi_3$$

$$s_6 = C + l_1 - l_4 \sin \varphi_4 \sin \varphi_5 - l_5 \cos \varphi_5$$

Осуществляя обобщенные координаты манипуляторов согласно (7) реализуем заданное относительное движение их выходных звеньев согласно матрице (1).

Заключение.

Получены соотношения для управляющих переменных, позволяющие реализовать заданное относительное движение двух твёрдых тел с шестью степенями свободы с помощью двух манипуляторов с тремя степенями свободы каждый.

Оба манипулятора совместно должны иметь не менее трех вращательные кинематических пар.

Полученные соотношения могут быть использованы для построения алгоритмов управления двуруких роботов с шестью степенями свободы.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ (проект №19-08-00775).

1. Глазунов В.А. и др. Анализ и классификация устройств относительного манипулирования. Проблемы машиностроения и надежности машин 2009 №4 с. 81-85

2. Глазунов В.А., Ласточкин А.Б. Терехова А.Н. и др. Об особенностях устройств относительного манипулирования. Проблемы машиностроения и надежности машин 2007 №2 с.77-85

3. Воробьев Е.И., Хатунцев Д. Двурукие роботы. особенности построения алгоритмов управления движением. Автоматизация. Современные технологии. 2016. № 3. С. 19-23.

4. Воробьев Е.И. Новые механизмы для протезов рук и двуруких роботов. В книге: Новые механизмы в современной робототехнике под ред. Глазунова В.А. Москва, 2018. С. 144-168.

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ДВУРУКИМ РОБОТОМ НА ОСНОВЕ НЕЙРОСЕТЕВОЙ ТЕХНОЛОГИИ

Е.И. Воробьев¹, И.В. Степанян¹, К.О. Моргуненко²

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;

²Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

Представлен алгоритм позволяющий реализовать заданные относительные движения рабочих звеньев двуруких роботов и протезов рук при выполнении технологических и бытовых операций на основе нейронных сетей.

Двурукие роботы позволяют выполнять сложные бытовые и технологические операции недоступные для роботов с одной механической рукой. [1]

Создание методов проектирования и управления двуруких роботов в настоящее время рассматривается как одно из новых направлений развития робототехники, имеющее важное практическое значение для дистанционного выполнения работ в космосе, обеспечения безопасности на транспорте и в чрезвычайных ситуациях.

Сложности управления манипулятором робота со многими степенями свободы общеизвестны ввиду нелинейности и большой размерности системы.

Управление двуруким роботом представляет ещё более сложную задачу ввиду того, что при выполнении операций двумя руками образуются замкнутые пространственные системы твёрдых тел со многими степенями свободы [2].

Второй особенностью построения алгоритмов управления двуруких роботов является необходимость учета ограничений на относительное положение рабочих и других звеньев.

Это связано с тем, что как правило, при совместном выполнении операций двумя манипуляторами они функционируют в одной рабочей зоне и в непосредственной близости друг от друга, что может приводить к столкновению элементов конструкции.

Для решения этих задач робототехники, целесообразно применение бионических нейросетевых алгоритмов. [3]

Нейросетевая технология на сегодняшний день подразумевает био-подобные программно-аппаратные комплексы, способные к самообучению и адаптации. [4]

В кибернетических системах с обратной связью используется сигнал рассогласования (ошибки) между требуемым и текущим состоянием. С помощью оптимизационных методов подбора коэффициентов адаптивного нейросетевого алгоритма этот сигнал минимизируется.

Рассмотрим нейросетевую систему управления протезами рук или двуруких роботов

при решении задачи перемещения рабочих звеньев в заданное относительное положение. Задачей является подбор параметров управления, при которых техническая система переходит в нужное состояние за минимальное время. При этом адаптивный алгоритм должен обучаться на примерах. В общем случае эта задача может быть сведена и решена оптимизационными методами, к которым относятся искусственные нейронные сети. Адаптивными параметрами будут являться весовые коэффициенты синаптических связей нейросетевого алгоритма. [5]

Вариант структуры тактического уровня системы управления двурукого робота на основе нейронных сетей имеет вид (Рис. 1).

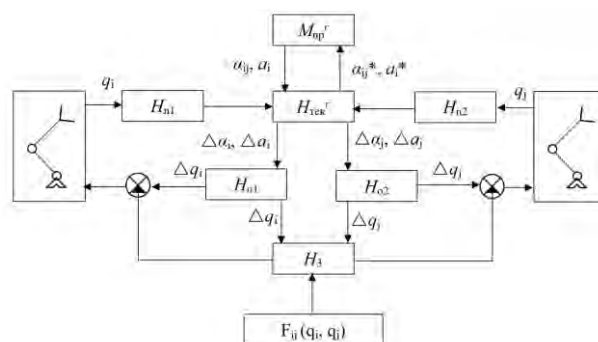


Рис. 1. Схема тактического уровня управления двурукого робота.

Заданное, относительное положение рабочих звеньев манипуляторов двурукого робота в некоторый момент времени определяется матрицей. M_r , элементами которой являются направляющие косинусы осей системы координат, связанной с рабочим звеном первого манипулятора в системе координат второго манипулятора и координаты начала системы координат, связанной с первым манипулятором в системе координат звена второго манипулятора.

Текущее относительное положение рабочих звеньев, определяемое матрицей текущего относительного положения, не совпадает с заданным.

Матрица текущего относительного положения H тек определяется значениями обобщённых координат первого и второго манипуляторов.

По этим значениям формируется матрица текущего относительного положения рабочих звеньев манипуляторов – $H_{\text{тек}}$.

Нейронная сеть $H_{\text{тек}}$ сравнивает элементы заданной и текущей матриц относительного положений и формирует сигналы рассогласования обобщённых координат для обоих манипуляторов через нейронные сети H_{o1} и H_{o2} .

Однако, эти сигналы должны быть скорректированы с учётом, имеющих место ограничений на относительное положение звеньев манипуляторов.

Эти сигналы формируются нейронной сетью H_3 по принятыми соотношениями, моделирующими ограничения на допустимые сближения элементов звеньев.

Предложенный алгоритм позволяет реализовать заданные относительные движения рабочих звеньев двуруких роботов и протезов рук при выполнении технологических и бытовых операций.

Альтернативный вариант формирования и обучения нейронных сетей — растущие свёрточные нейронные сети на основе теории автономного адаптивного управления А.А.Жданова [5]. В работе [6] исследуются многослойные свёрточные нейроподобные структуры и алгоритмы их динамического синтеза. Сверточная структура бионической нейронной сети основана на принципах распознавания образов в мозге и моделирует особенности зрительной коры, в которой имеются нервные клетки, реагирующие на прямые линии под различными углами, а также клетки, реакция которых связана с активацией определенного набора клеток. При этом идея свёрточных нейронных сетей заключается в чередовании свёрточных слоев и слоев подвыборки максимума.

Особенностью растущих бионических свёрточных сетей является возможность распознавания трехмерных изображений в различных проекциях. Они обладают рядом преимуществ, среди которых помехоустойчивость к зашумлениям образов, возможность дообучения нейронной сети без необходимости повторного синтеза и обучения ее структуры, отсутствие вычислительных проблем, связанных с ограничением объема обучающей выборки. Они обладают выраженными адаптивными свойствами, что делает их удобными в задаче управления двурукими роботами.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ (проект №19-08-00775).

1. Воробьев Е.И., Хатунцев Д.И., Двурукие роботы. Особенности построения алгоритмов управления движением // Автоматизация. Современные технологии. 2016. №3 С.19-23.
2. Воробьев Е.И. Осуществление заданного относительного движения двух твердых тел двуруким роботом // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела .2018. №2. С .122-128.
3. Юревича Е.Е. Интеллектуальные роботы.-под общей редакцией М.: Машиностроение .2007 .360 с.
4. Тархов Д.А. Нейронные сети. Модели и алгоритмы. М.: Радиотехника .2005 .256 с.
5. Жданов Н.Б. Преображенский, Ю.А. Холопов И.В. Степанян, Нгуен Хью Чунг. Аппаратная реализация нейронной сети в адаптивной системе управления // Нейрокомпьютеры: разработка, применение – 2016.– №6 – С.55-62.
6. Степанян И.В., Зиел Н.Н. Растущие свёрточные нейроподобные структуры для задач распознавания статических образов // Нейрокомпьютеры: разработка, применение. 2018. № 5. С. 4-11.

РАСЧЕТ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТВЕРДЫХ ПОКРЫТИЙ С УЧЕТОМ ПОДАТЛИВОСТИ МАТЕРИАЛА ПОДЛОЖКИ

Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; voroninn@inbox.ru

Разработана и обоснована процедура расчета адгезионной прочности тонкого твердого покрытия к мягкой металлической подложке с использованием диаграммы внедрения, получаемой при инструментальном индентировании. Приведены результаты расчета для слоистой системы из нитрида титана на алюминиевой подложке.

Введение

Инструментальное индентирование сегодня стало одним из незаменимых инструментов для оценки механических характеристик упрочненных поверхностей - слоистых систем покрытие - подложка. Эта современная методика позволяет измерять твердость, модуль упругости, пластичность и адгезионную прочность покрытий в широком диапазоне толщин.

Цель

Работа направлена на разработку методики определения адгезионной прочности тонких твердых покрытий, основанной на новом подходе к обработке диаграмм внедрения, который учитывает податливость подложки.

Состояние вопроса

В исследованиях [1-3] по вдавливанию сферических и пирамидальных инденторов в тонкие твердые покрытия, нанесенные на податливую основу, часто наблюдается межфазное расслаивание, которое не сопровождается разрушением покрытия и образованием трещин. Для оценки адгезии таких покрытий используют анализ кривой разгрузки, связанной с упругим восстановлением компонентов слоистой системы и упругим восстановлением отслоившегося покрытия при разгрузке. На кривой разгрузки диаграммы внедрения появляется характерный нелинейный участок разгрузки с резко отличающимся наклоном, по отношению к тому наклону кривой разгрузки, который бы наблюдался в случае, когда имелась бы жесткая связь покрытия к основе. Авторы работ [1-3] полагают, что эффект расслаивания на границе раздела связан с пластическим течением материала на границе раздела в процессе нагружения. В литературе [1,2, 4] используют в основном следующие зависимости для определения адгезионной прочности

$$G = \frac{2E_1 h^3 (s_{max}^2 - s_r^2)}{3(1-\mu_1^2)r_c^4}, \quad (1)$$

$$G = \frac{\Delta U}{2\pi r_c h}, \quad (2)$$

где h – толщина покрытия, s_{max} и s_r – максимальная и остаточная глубина внедрения, r_c – радиус рас-

слоения, ΔU – упруга работа, затрачиваемая на межфазное расслоение.

Однако расчетные зависимости (1), (2) дают сильно завышенные значения величины адгезионной прочности покрытий, что нашло подтверждение в критических замечаниях ряда исследований [1-3]. Немаловажным ограничением применимости указанных расчетных зависимостей является необходимость знать величину радиуса отслаивания, что возможно реализовать без разрушения изделия только на прозрачных покрытиях.

Решение задачи

Для поставленной задачи воспользуемся зависимостями, установленными в работе [5], которые позволяют получить теоретическую (модельную) диаграмму внедрения для слоистой системы с жесткой связью покрытия к подложке. Эти зависимости связывают эффективный модуль упругости E_c и композиционную твердость H_c слоистой системы с соответствующими параметрами, характеризующими однородный материал, в качестве которого используется материал основы слоистого тела (топокомпозиита)

$$E_c = E_0 \times \Phi^{\frac{3}{2}}, \quad (3)$$

$$H_c = H_0 \cdot (\bar{\Phi}_1)^{\frac{1}{2}} \cdot (\Phi)^{-\frac{3}{2}}, \quad (4)$$

где E_1 и E_0 – модуль нормальной упругости материала покрытия и материала основы, соответственно; H_1 и H_0 – твердость материала покрытия и материала основы, соответственно; Φ – упруго-геометрический параметр. Упруго-геометрический параметр Φ представляет собой аналитическую весовую функцию, определяющую изменение механических характеристик слоистого тела от глубины внедрения индентора, пронормированного по толщине покрытия. (Более подробно вывод параметра Φ описан в работе [5]).

В работе [6] вышеприведенные зависимости (3) и (4) были использованы для построения кривой нагружения и кривой разгрузки модельной диаграммы внедрения для случая индентирования идеального пирамидального индентора в идеальный однослойный топокомпозиит с известными значениями механических характеристик компонентов слоистого тела и известной толщиной покрытия.

Кривая нагружения модельного топокомпозиита

состоит из трех участков: первый (начальный) участок описывается следующей зависимостью:

$$P_c^I = E_c \left[\frac{1}{\sqrt{\pi} \tan \alpha} \sqrt{\frac{E_c}{H_1}} + \left[\frac{2(\pi - 2)}{\pi} \right] \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{H_1}{E_c}} \right]^2 \cdot s^2, \quad (5)$$

Кривая нагружения модельного топокомпозита в во второй области может быть построена при использовании зависимости:

$$P_c^{II} = E_c \left[\frac{1}{\sqrt{\pi} \tan \alpha} \sqrt{\frac{E_c}{H_c}} + \left[\frac{2(\pi - 2)}{\pi} \right] \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{H_c}{E_c}} \right]^2 \cdot s^2, \quad (6)$$

Кривая разгрузки модельного топокомпозита определяется следующей зависимостью

$$P = \left(\frac{2E_c^*}{\pi} \tan \alpha \right) s^2, \quad (7)$$

где α - эквивалентный угол конуса индентора.

Результаты решения и обсуждение

Для решения поставленной задачи был выбран объект исследования в виде плоского образца с тонким твердым покрытием. Материал образца – алюминиевый сплав Д16Т с твердостью $H_0 = 0,98$ ГПа и модулем упругости $E_0 = 93$ ГПа. Материал покрытия - нитрид титана (TiN), полученный магнетронным способом. Толщина покрытия составляла 5 мкм. Измерения механических характеристик материала покрытия на нанотвердомере НаноСкан4D показали следующие результаты: твердость $H_1 = 15,2$ ГПа, модуль упругости $E_1 = 320$ ГПа.

Был произведен ряд экспериментальных исследований с помощью твердомера НаноСкан4D в виде внедрения индентора в образец со стороны покрытия при различных нагрузках и записи диаграмм «нагрузка P – внедрение s ». Отпечатки после каждой степени нагружения исследовались с помощью оптического микроскопа Sensofar S-neox. Результаты исследований, представленные на рис. 1, показали, что с увеличением величины нагрузки вид кривой разгрузки отличается. По мере увеличения нагрузки нижняя часть кривой разгрузки все сильнее и раньше выгибается в сторону начала координат диаграммы внедрения. Результаты исследований фотографий отпечатков индентора на поверхности покрытия показали, что для кривых 1-3 (см. рис. 1) не наблюдаются ни нарушения сплошности, ни вздутия, ни трещины в покрытии. Для кривых 4,5 (см. рис. 1) были обнаружены кольцевые трещины вокруг отпечатков на расстоянии от центра отпечатка примерно в 1,5 - 2 раза большем, чем размер окружности, описываемой по вершинам отпечатка. Из литературы известно, что сильное искривление конца ветви разгрузки диаграммы внедрения характеризует эффект отслаивания покрытия от основы в виде диска, края которого закреплены вдали от места отпечатка. О месте для данной слоистой системы максимального возможного расположения краев отслаивавшегося покрытия говорят кольцевые трещины, обнаруженные вокруг отпечатков индентирования для кривых 4,5.

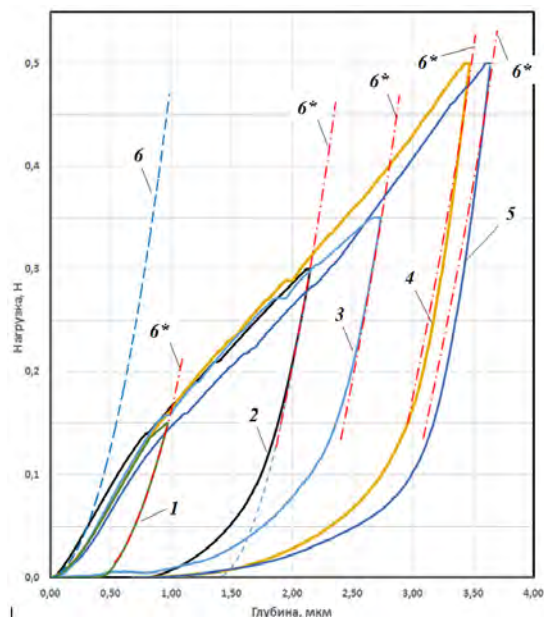


Рис. 1. Вид экспериментальных диаграмм внедрения при значении максимальной нагрузки в мН: 1 – 0,15; 2 – 0,3; 3 – 0,35; 4 – 0,5; 5 – 0,5. 6- кривая разгрузки слоистой системы, 6* - смещенные кривые разгрузки

При относительно малых нагрузках диаграммы внедрения имеют классический вид, то есть сильное искривление и пологость кривой разгрузки на таких диаграммах внедрения отсутствует. Это говорит об отсутствии отслоения в процессе нагружения-разгрузки таких слоистых систем. Для качественного ранжирования кривых с наличием отслоения покрытия, без разрушения построим модельную кривую упруго деформирования, описывающую кривую разгрузки слоистой системы с известными механическими характеристиками материалов компонентов слоистой системы. Для чего воспользуемся выражением (8). Такая кривая, для исследуемой в работе слоистой системы построенная из начала координат, представлена кривой 6. Смещая по оси абсцисс, и совмещая эту кривую 6 с точками максимальной нагрузки для полученных диаграмм внедрения, можем наглядно убедиться, что для кривой 1 кривая 6 полностью совпадает с кривой разгрузки. Для кривых 2 и 3 совпадение имеет место в начальной части кривых разгрузки и направлены соответствующие кривые 6* вне контура диаграмм внедрения. Для кривых 4 и 5 совпадение кривых 6* с кривыми разгрузки отсутствует, направлены кривые 6* внутрь диаграмм внедрения. Совпадение модельной кривой упругого деформирования слоистой системы с экспериментальными кривыми разгрузки диаграмм внедрения говорит об отсутствии в процессе индентирования условий, приводящих к отслаиванию покрытий от подложки. Отсутствие совпадения модельной кривой упругого деформирования слоистой системы с экспериментальными кривыми разгрузки диаграмм внедрения и наличие направленности модельной кривой внутрь экспериментальной диаграммы внедрения говорит о наличии

отслаивания покрытия и образования кольцевых трещин вокруг отпечатка индентора при этих нагрузках.

Для разработки метода оценки прочности адгезионных связей покрытия к подложке проведем сравнение экспериментальной диаграммы внедрения, отвечающей слоистой системе с отслаиванием покрытия без разрушения последнего, с модельной диаграммой, совместив их друг с другом. Учтем вклад податливости материала основы в изменение размеров диаграммы внедрения, рассчитаем радиус отслаивания покрытия и определим энергию адгезионного взаимодействия по известным формулам (1) и (2).

По формулам (5), (6) и (7) построим на графике (рис. 2) экспериментальной диаграммы внедрения 1

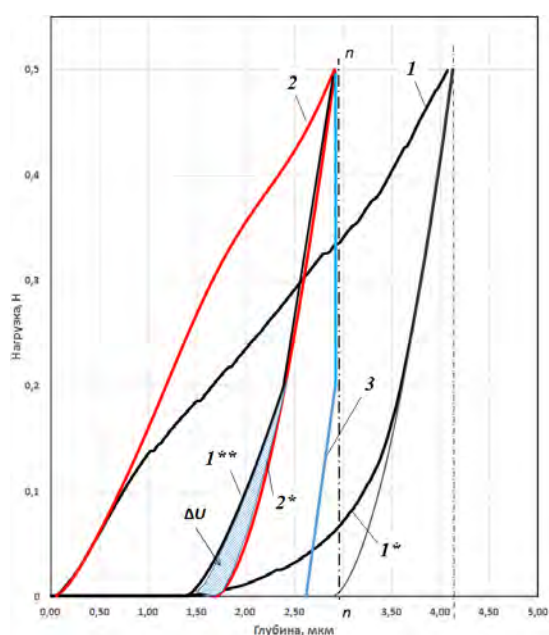


Рис. 2. Вид экспериментальной (1) диаграммы и модельной (2) диаграммы внедрения. Описание обозначений в тексте

модельную диаграмму внедрения 2. Наглядно видно, что почти на 1 мкм максимальная глубина внедрения модельной диаграммы уменьшилась вследствие податливости материала подложки и сдвига на границе раздела покрытие–подложка. Кривая 2* - модельная кривая разгрузки слоистого тела. Кривая 1* - кривая разгрузки экспериментальной диаграммы внедрения. Если исключим эффект податливости подложки, то кривая 1* преобразуется в кривую 1** на модельной кривой разгрузки. Кривая 1** в модельной кривой разгрузки показывает наличие эффекта отслоения. Таким образом, сочетание кривой нагружения 2 и кривой разгрузки 1** представляет собой модельную диаграмму разгрузки с отслаиванием. Кривая 1** физически представляет собой упругое восстановление модельной слоистой системы в виде суммы деформации материальной среды слоистого тела и отгиба отслоившегося покрытия. Область между кривой 1** и нормалью $n-n$,

проведенной из вершины модельной диаграммы внедрения, представляет собой упругую работу U_{Σ} , затрачиваемую на восстановление модельной упругой слоистой системы с отслаиванием. Область между кривой 2* и нормалью $n-n$, представляет собой упругую работу U_e , затрачиваемую на восстановление модельной упругой слоистой системы без отслаивания. Разница энергий между U_{Σ} и U_e представляет собой величину энергии ΔU , которая идет на упругое восстановление отслоившегося покрытия в виде диска.

Радиус отслоившегося покрытия r_c может быть рассчитан по известной формуле [1], полученной из модели упругой деформации плоской мембраны:

$$G = \frac{3Pr_c^2(1-\mu_1^2)}{4\pi E_1 h} \quad (8)$$

Энергия ΔU эквивалента энергии адгезионной связи. Разница между кривыми 1** и 2* представляет собой прямую линию 3, что соответствует линейной зависимости (8).

Для исследуемой в данной работе слоистой системы из покрытия TiN на алюминиевом сплаве значение адгезионной прочности по формуле (1) получилось $G = 96 \text{ Дж/м}^2$, а по формуле (2) $G = 108 \text{ Дж/м}^2$, что дает более приемлемые результаты, чем результаты расчетов, проведенные по методике, представленной в работе [3], где адгезионная прочность аналогичных систем показывает $170 - 700 \text{ Дж/м}^2$.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №075-15-2019-045 от 03.06.2019г, проект RFMEFI60717X0166. Благодарю Кравчука К.С. за получение экспериментальных диаграмм внедрения и изображение индентов.

1. Lu M., Xie H. and Huang H. Characterization of interfacial adhesion of thin film/substrate systems using indentation-induced delamination: a focused review // Key Engineering Materials. 2013. V. 533. P. 201 – 222.
2. Abdul-Baqi A. and Van der Giessen E. Delamination of a strong film from a ductile substrate during indentation unloading // Journal of Materials Research. 2001. V.16. No.5. P. 1396 – 1407.
3. Bhushan B. Depth-sensing nanoindentation measurement techniques and applications // Microsyst. Technol. 2017. V. 23. P. 1595–1649.
4. Chen J., Lin Z., Bull S. J., Phillips C. L. and Bristowe P. D. Experimental and modelling techniques for assessing the adhesion of very thin coatings on glass // J. Phys. D: Appl. Phys. 2009. V.42. 214003 (11pp.).
5. Воронин Н.А. Теоретическая оценка композиционной и истинной твердости тонких покрытий // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 7. с.11 – 21.
6. Воронин Н.А. Моделирование диаграммы внедрения для топокомпозитов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 57 – 65.

ИННОВАЦИОННАЯ ШТАМПОВКА ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С КОНИЧЕСКОЙ ДОННОЙ ЧАСТЬЮ КОМБИНИРОВАННЫМ ВЫДАВЛИВАНИЕМ

А.Л. Воронцов, Д.А. Лебедева

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; mt13@bmstu.ru

Обоснована актуальность проведения исследования с целью определения основных технологических параметров нового способа комбинированного выдавливания деталей типа стаканов с конической донной частью. Приведены результаты выполненного исследования, доказавшие большую эффективность данного способа штамповки.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что полые детали типа стаканов с конической донной частью в многомиллионных количествах используются в машиностроении, автомобилестроении, авиастроении и оборонной промышленности. При этом в современных технологиях изготовления таких деталей важнейшими задачами являются не только повышение их прочностных характеристик, но и максимальное снижение энергетических затрат и расхода металла, а также повышение производительности и стойкости инструмента. Такие задачи могут быть решены путём применения комбинированного выдавливания, совмещающего формовку конического дна с выдавливанием полости стакана (рис. 1). Ранее такое выдавливание никем не изучалось, поэтому детальное исследование новой операции малоотходной штамповки является актуальным.

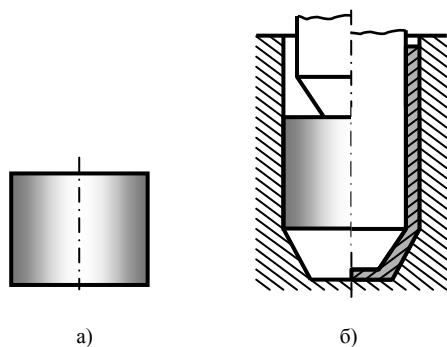


Рис. 1. Предлагаемая технология выдавливания стаканов с конической донной частью: а – исходная заготовка; б – выдавливание

Традиционно изделия типа стаканов с конической донной частью получают за два перехода, на первом из которых выполняют калибровку с получением наружного конуса донной части, а на втором переходе выдавливают полость стакана. При этом обратное выдавливание полости обычно требует создания очень больших удельных сил, которые, например, даже при выдавливании низкоуглеродистых сталей, типа стали 20, достигают величин 2200–2500 МПа. При комбинированном выдавливании металл имеет возможность одновременного течения не только в образующую стенку, но и в коническую донную часть изделия. Таким образом, тут, помимо уменьшения числа

переходов, будут одновременно выполняться операции прямого и обратного выдавливания, что, согласно теоретическим и экспериментальным данным работ А.Л. Воронцова, приведёт к значительному снижению как общей силы выдавливания, так и удельных деформирующих сил и напряжений в очаге пластической деформации. Это, соответственно, либо позволит за один переход получать более тонкостенный стакан, чем в традиционном способе штамповки, либо значительно повысит стойкость инструмента, поскольку заводская статистика показывает, что снижение удельной силы выдавливания всего на 10% приводит к увеличению стойкости пуансона на 35–50%. Поэтому при выдавливании даже небольшое снижение силы является важным. А с учётом того, что при традиционном способе изготовления не только на операции выдавливания, но также и на предварительной операции калибровки затрачивается значительная энергия, суммарная экономия электроэнергии при новом способе является весьма значительной.

Несмотря на кажущуюся простоту нового процесса пластической деформации, на самом деле его механико-математическое описание представляет собой исключительно сложную вариационную задачу, поскольку в зависимости от высоты исходной заготовки, соотношения наибольших рабочих радиусов пуансона и матрицы, формы донной части матрицы и формы рабочего торца пуансона, а также коэффициентов трения реальное пластическое течение может происходить очень разнообразно. При этом итоговый вид получаемых изделий может отличаться мало, либо не отличаться совсем.

В результате выполненного механико-математического анализа с помощью общего метода решения сложных вариационных задач, разработанного А.Л. Воронцовым, для нового способа штамповки были получены все формулы, необходимые для его успешного проектирования и внедрения в производство, а также для выбора оптимальных параметров деформирования ещё на стадии предварительной технологической проработки.

Так как любые научные теории всегда строятся на тех или иных предположениях и допущениях, то есть обязательно упрощают реальные природные явления, то для подтверждения досто-

верности и точности выведенных формул и разработанных методик теоретического расчёта обязательно необходима их тщательная экспериментальная проверка.

В соответствии с этим, целью экспериментальных исследований являются проверка полученных теоретических результатов и определение параметров комбинированного выдавливания стаканов с коническим дном, которые позволяют успешно реализовать технологический процесс получения заданных изделий с требуемыми размерами и свойствами.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований показывают, что на напряжённо-деформированное состояние заготовки при холодном выдавливании влияют следующие основные факторы:

- 1) свойства материала заготовки;
- 2) высота заготовки;
- 3) радиальные размеры матрицы и пуансона;
- 4) углы рабочих поверхностей матрицы и пуансона;
- 5) смазка.

Поэтому основными критериями для разработки схемы экспериментального штампа являлись, во-первых, обеспечение возможности варьирования всеми указанными факторами, а, во-вторых, максимальная простота конструкции штампа, поскольку изготовление сложного лабораторного штампа в современных условиях по известным причинам весьма затруднительно.

С учётом этого для проведения экспериментальных исследований в лабораторных условиях был разработан и изготовлен специальный штамп, принципиальная схема которого представлена на рис. 2.

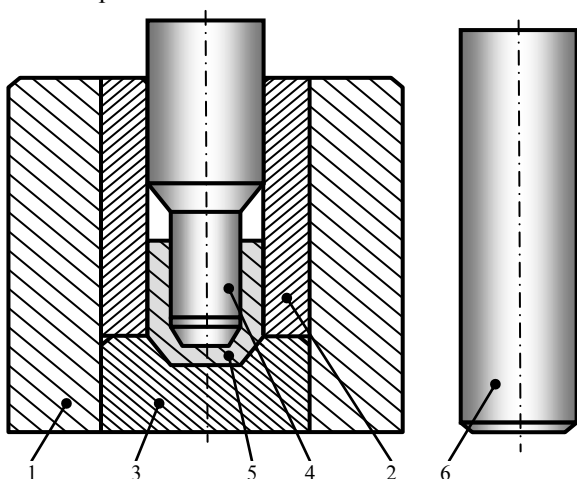


Рис. 2. Экспериментальный штамп: 1 – бандаж; 2 – матрица; 3 – донный вкладыш; 4 – пуансон; 5 – заготовка; 6 – выталкиватель.

Диаметр полости матрицы 2 равнялся 30 мм, наружный диаметр – 52 мм, наружный диаметр бандаж – 90 мм, диаметральный натяг между мат-

рицей и бандажом – 0,3 мм. Матрица делалась из стали X12M, бандаж из стали 30ХГСА, пуансоны из стали ЭП-761 (8Х4В2С2МФ), которая закаливалась и отпускалась до твёрдости HRC 61...63, после чего карбонитрировалась. После карбонитрирования поверхностная твёрдость пуансонов достигала HRC 71.

Сначала для подтверждения возможности снижения силы предлагаемым способом были проведены сравнительные эксперименты на заготовках из свинца С00 (по 5 образцов в каждой серии испытаний). Эксперименты проводились на гидравлическом прессе ПГ65, снабжённом тарированной месдозой для замера силы и датчиком перемещения, соединённых с компьютером (рис. 3).

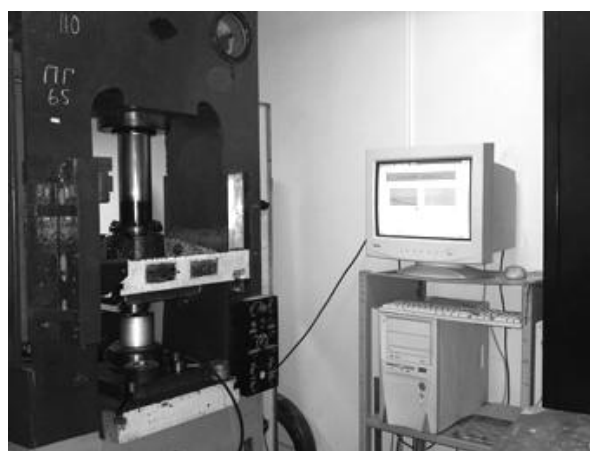


Рис. 3. Штамп на гидравлическом прессе ПГ65 в процессе эксперимента

Одни заготовки высотой $H_0=30$ мм, в соответствии с традиционной технологией, сначала формовались в матрице с помощью верхнего торца выталкивателя 6 (рис. 2) до полного оформления наружного конуса в донном вкладыше, и лишь затем выдавливались пуансоном 4.

После этого штамп ставился бандажом на подкладное кольцо, внутренний диаметр которого на 10 мм превышал наружный диаметр донного вкладыша 3. Затем с помощью прессы нижним концом выталкивателя 6 производилось выталкивание внутрь подкладного кольца донного вкладыша 3, выдавленного стакана 5 и пуансона 4.

За счёт большой конусности донный вкладыш снимался со дна выдавленного стакана без затруднений, а съём стакана с пуансона при необходимости производился в тисках с помощью вильчатого съёмника.

В соответствии с предлагаемой новой технологией, другие заготовки с теми же геометрическими параметрами без предварительной формовки сразу же выдавливались тем же пуансоном 4. Соответствующие образцы показаны на рис. 4.



Рис. 4. Исходная заготовка и выдавленный образец из свинца

Сопоставительные диаграммы изменения силы по ходу выдавливания показаны на рис. 5.

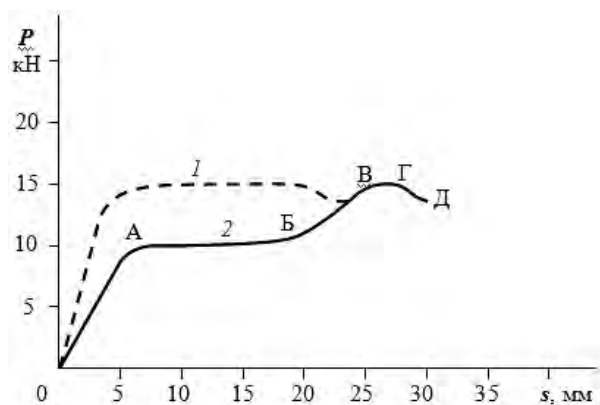


Рис. 5. Сопоставительные диаграммы изменения силы P по ходу выдавливания s : 1 – кривая изменения силы традиционного выдавливания; 2 – кривая изменения силы предлагаемого выдавливания

Рассмотрим характерные участки силовой диаграммы предлагаемого выдавливания 2.

На участке ОА происходит внедрение конического торца пуансона в заготовку и одновременно начинается заполнение конической полости дна матрицы. При рабочем ходе, соответствующем точке А, торец пуансона полностью внедряется в заготовку, после чего наступает квазистационарная стадия выдавливания АБ. Поскольку на данной стадии вследствие интенсивного заполнения конической полости матрицы происходит преимущественное перемещение материала заготовки вниз, то это вызывает соответствующее перемещение вниз верхней части заготовки, в результате чего в зоне контакта очага пластической деформации с матрицей возникают активные силы трения, снижающие силу выдавливания на 30% по сравнению с традиционным выдавливанием (кривая 1). По мере заполнения конической полости матрицы перемещение материала заготовки вниз замедляет-

ся, в результате чего силы трения между верхней частью заготовки и матрицей постепенно меняют направление и становятся реактивными, что вызывает соответствующий рост силы выдавливания на участке БВ. Точка В соответствует моменту полного заполнения донной части матрицы и переходу выдавливания в традиционное с той же силой, что и на кривой 1. В точке Г очаг пластической деформации касается своей нижней границей дна матрицы, вследствие чего начинается эффект дна с соответствующим падением силы на 7–10%. Если продолжить выдавливание после точки Д, то сила вновь начнёт повышаться.

Дополнительные многочисленные эксперименты, проведённые с различной смазкой на заготовках разных типоразмеров, выполненных из алюминиевого сплава АВ, латуни Л63 и стали 12Х18Н9Т (типовой образец представлен на рис. 6), также показали успешные результаты с получением шероховатости отштампованных поверхностей, соответствующей тонкому шлифованию или полированию. Прочностные свойства и твёрдость материала выдавленных изделий были повышены в 2–3 раза. При этом расхождение результатов расчёта силы выдавливания по полученным формулам с опытными данными не превышало 10%, что позволяет рекомендовать их для практического применения.



Рис. 6. Срез выдавленного образца из стали 12Х18Н9Т

Таким образом, проведённое исследование убедительно доказывает большую эффективность предлагаемого нового способа выдавливания.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОГРЕССИВНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СТАКАНОВ С ФЛАНЦЕМ В ДОННОЙ ЧАСТИ ПРЯМЫМ ВЫДАВЛИВАНИЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОНТРПУАНСОНА

А.Л. Воронцов, И.А. Никифоров

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; mt13@bmstu.ru

Приведены преимущества нового способа изготовления деталей типа стаканов с фланцем в донной части путём применения прямого выдавливания с использованием контрпуансона. Изложены основные результаты выполненного механико-математического исследования нового способа малоотходной штамповки.

Уровень жизни современного человеческого общества прежде всего определяется эффективностью производства, характеризуемой повышением производительности труда и качества выпускаемой продукции, снижением финансовых и энергетических затрат, а также уменьшением сырьевых расходов и загрязнения окружающей среды. А для повышения эффективности необходимо постоянное совершенствование технологии в различных отраслях производства требуемых изделий.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что полые детали типа стаканов с фланцем в донной части в огромных количествах используются в машиностроении, автомобилестроении, авиастроении и оборонной промышленности. В частности, такие детали служат различными подпятниками и опорами. А для подобных деталей важнейшей задачей является повышение их износостойкости в процессе эксплуатационной работы. При этом, как известно, износ определяет не только используемая смазка, но и твёрдость детали, тем более что при высоких температурах, зачастую развивающихся в узлах трения, эффективность любых смазок может быть недостаточной.

Поскольку твёрдость напрямую зависит от прочностных свойств материала детали, то её можно значительно повысить путём большого упрочнения материала холодной пластической деформацией в процессе изготовления заданного изделия. При этом важно указать, что ряд металлов и сплавов вообще невозможно упрочнить термической обработкой. Например, коррозионно-стойкая и жаропрочная сталь 12Х18Н9Т в результате закалки только снижает пределы прочности и текучести, и для неё закалка используется вместо отжига. Между тем ранее А.Л. Воронцов установил, что путём применения холодной деформации выдавливанием можно увеличить прочностные свойства и твёрдость данной стали в 2–3 раза.

Однако изучение современного производства показывает, что полые детали типа стаканов с фланцем в донной части в настоящее время в подавляющем большинстве случаев получают резанием. Это, соответственно, предопределяет в производстве таких изделий присущие резанию недостатки: очень низкий коэффициент использования

металла, низкую производительность, низкую стойкость инструмента, малое упрочнение, перерезание волокон металла, совершенно недопустимое, например, в топливных системах ракетной техники, а также приводящее к усилению возможной коррозии. Для большей конкретизации укажем, что токарный резец до необходимости перезаточки или полной замены выдерживает обработку лишь нескольких заготовок из жаропрочной стали 12Х18Н9, в то время как пуансон и матрица для холодного выдавливания обеспечивают высококачественную штамповку десятков тысяч тех же изделий (обычно 20–40 тысяч), то есть проявляют несравненно большую стойкость.

Поэтому важнейшими задачами, которые ставятся перед современными технологиями изготовления деталей типа стаканов с фланцем в донной части, являются не только повышение их прочностных характеристик, но и максимальное снижение расхода металла, а также повышение производительности и стойкости инструмента. Такие задачи могут быть решены путём применения прямого выдавливания с использованием контрпуансона (рис. 1), которое ранее никем не изучалось. Нет никаких формул для надёжного для определения необходимой силы пресса, расчёта матрицы на прочность по максимальному, действующему на неё, давлению, а также для выбора материалов требуемой прочности для изготовления инструмента. Поэтому углублённое исследование данного процесса с целью создания научно обоснованной методики его успешного проектирования для повышения эффективности являлось актуальным и было авторами проведено.

Новая технологическая операция гарантированно позволяет получить фланец с высокоточными размерами и формой. При этом очевидно, что рассматриваемый способ формоизменения обладает большими технологическими возможностями. Верхний торец нижнего контрпуансона может располагаться не только выше переходного участка между верхней широкой и нижней узкой полостями матрицы, как показано на рис. 1–а для примера, но быть вровень с уровнем перехода (рис. 1–б) или ниже него. Переходный участок между верхней широкой и нижней узкой полостями матрицы может быть выполнен коническим (рис. 1–б) или любой другой требуемой формы. Как верхний

пуансон, так и нижний контрпуансон могут иметь профилированные выступы, например, конический

и сферический (рис. 1–в), которые автоматически позволяют получить дно требуемой геометрии.

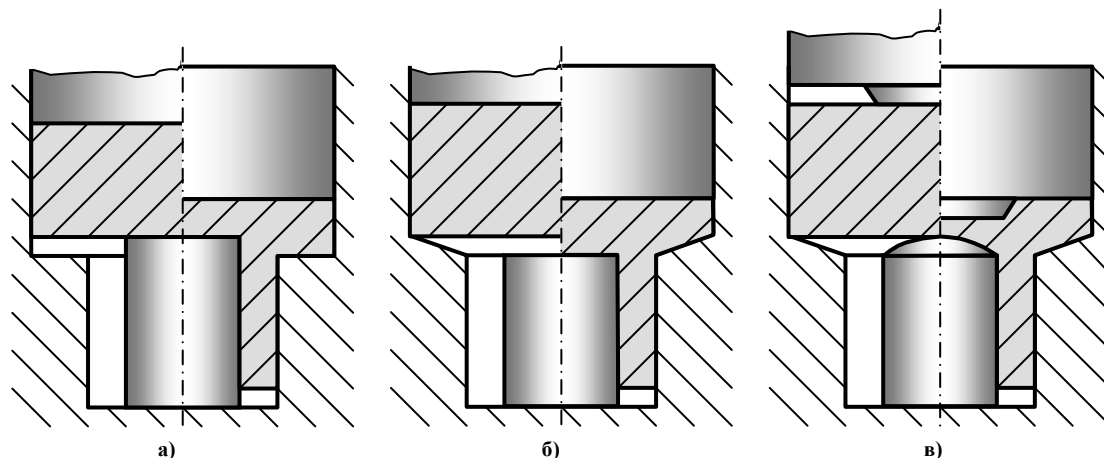


Рис. 1. Возможные схемы прямого выдавливания стакана с фланцем в нижней части с использованием контрпуансона: а) принципиальная схема получения изделия наиболее простой формы; б) схема получения изделия с коническим переходом между стенкой и фланцем; в) схема получения изделия с профилированной формой дна

Теоретическое определение кинематического, напряжённого и деформированного состояний заготовки было выполнено с помощью общего метода пластического течения А.Л. Воронцова. Особую сложность представляло не только механико-математическое исследование, в ходе которого для создания аналитической модели процесса были выведены 800 новых формул, но и сама разработка исходной расчётной схемы, которая была бы одинаково пригодной и корректной, независимо от расположения верхнего торца контрпуансона относительно конического участка матрицы для получения того или иного конкретного изделия. Такая, созданная авторами, схема показана на рис. 2. В этой схеме используется цилиндрическая система координат ρ , θ , z , а очаг пластической деформации представлен в виде четырёх областей: области 1, в которую поступает металл из областей 2 и 5, примыкающей к матрице области 2, области 3, в которую поступает металл из областей 4 и 5, примыкающей к контрпуансону области 4. Выше пластических областей 1–4 расположена жёсткая область 5, а ниже – жёсткие области 6 и 7, образующие выдавливаемую стенку стакана.

Если рабочий торец контрпуансона отличается от плоского и выполнен, скажем, в виде усечённого конуса или скруглён радиусной фаской (показано точечными линиями справа от оси симметрии), то такие случаи можно свести к рассматриваемой кинематически возможной схеме путём предположения образования на торце профилированного контрпуансона застойных зон, дополняющих его форму до плоской. Таким образом, разработанная расчётная схема даёт верхнюю оценку силовых параметров и для всех форм рабочего торца контрпуансона, отличных от плоской. То

есть данная схема может считаться наиболее общей.

Буквой μ обозначены коэффициенты трения по напряжению текучести на различных поверхностях (в исследовании использован закон трения Зибеля, выражающий контактное касательное напряжение формулой $\tau_k = \mu \beta \sigma_s$, где β – коэффициент Лоде, а σ_s – напряжение текучести выдавливаемого материала).

На основе данной расчётной схемы была сформулирована полная система уравнений теории пластичности, включающая в себя:

уравнения равновесия

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0, & (1) \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0; & (2) \end{cases}$$

систему уравнений Леви–Мизеса, связывающих напряжения и скорости деформаций

$$\sigma_\rho = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\xi_i} \xi_\rho, \quad (3)$$

$$\sigma_\theta = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\xi_i} \xi_\theta, \quad (4)$$

$$\sigma_z = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\xi_i} \xi_z, \quad (5)$$

$$\tau_{\rho z} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_i}{\xi_i} \eta_{\rho z}; \quad (6)$$

интенсивность скоростей деформаций

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\xi_\rho - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_z)^2 + (\xi_z - \xi_\rho)^2} + \frac{3}{2} \eta_{\rho z}^2; \quad (7)$$

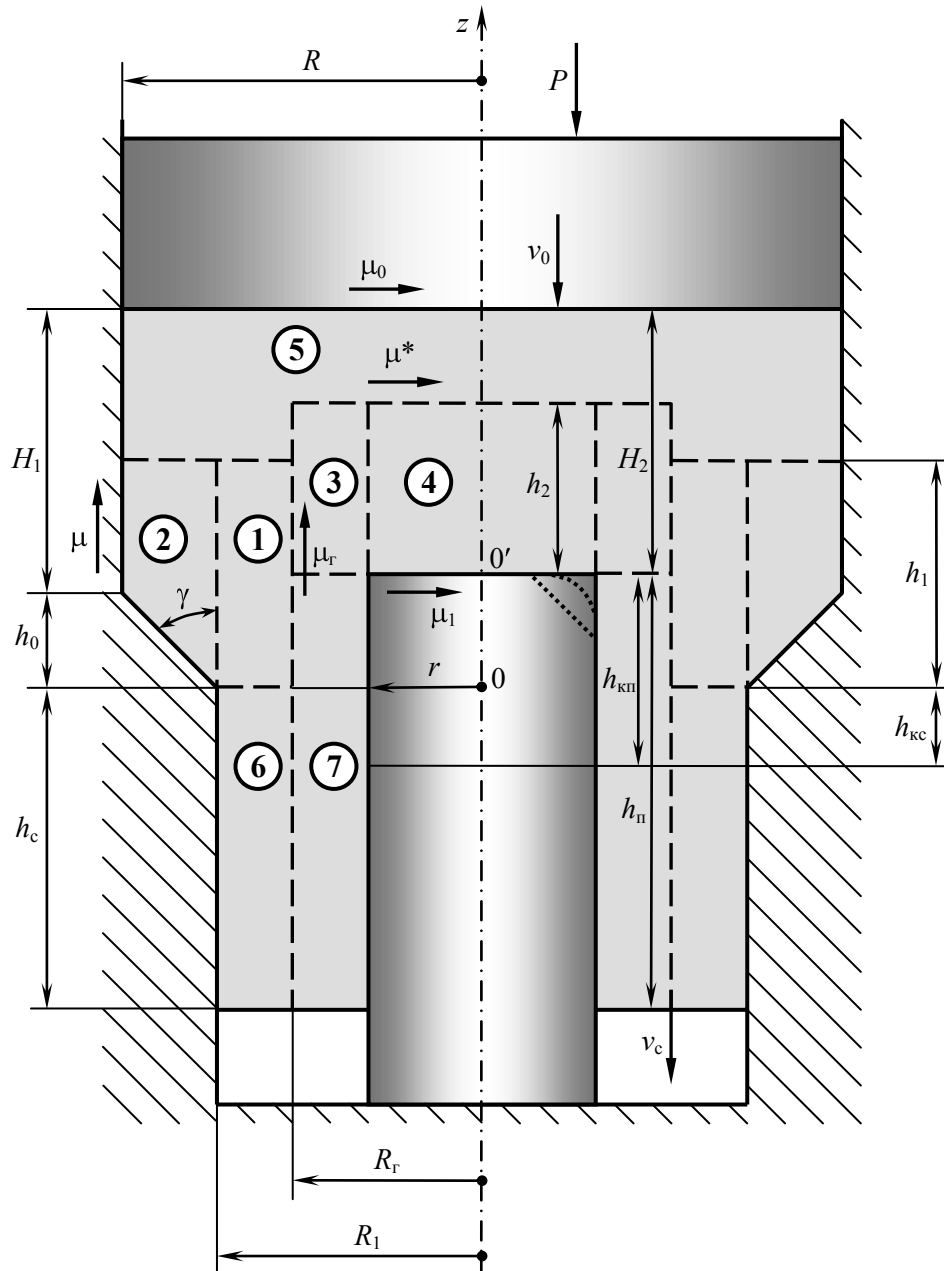


Рис. 2. Расчётная схема прямого выдавливания с использованием контрпуансона

условие несжимаемости (условие постоянства объёма)

$$\xi_r + \xi_\theta + \xi_z = 0; \quad (8)$$

кинематические уравнения Коши, связывающие скорости деформации со скоростями течения

$$\xi_r = \frac{\partial v_r}{\partial r}, \quad (9)$$

$$\xi_\theta = \frac{v_r}{r}, \quad (10)$$

$$\xi_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}, \quad (11)$$

$$\eta_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r}. \quad (12)$$

Таким образом, поставленная задача в каждой вышеуказанной области включала 12 уравнений, в которые входило 12 неизвестных величин: напряжения $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z, \tau_{rz}$, среднее нормальное напряжение (гидростатическое давление) σ , скорости деформаций $\xi_r, \xi_\theta, \xi_z, \eta_{rz}$, интенсивность скоростей деформаций ξ_i , скорости перемещения материальных точек среды (скорости течения) v_r, v_z .

Многочисленные эксперименты, проведённые на заготовках разных типоразмеров, выполненных из алюминиевого сплава АД1, латуни Л63 и стали 12Х18Н9Т, показали, что расхождение с опытными данными результатов расчёта силы выдавливания по выведенным формулам не превышает 8%.

ИННОВАЦИОННОЕ РАДИАЛЬНОЕ ВЫДАВЛИВАНИЕ ТРУБНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ВНУТРЕННИМ ВЫСТУПОМ

А.Л. Воронцов, Е.О. Решиков

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; mt13@bmstu.ru

Обоснована актуальность исследования с целью определения основных технологических параметров нового способа внутреннего радиального выдавливания трубных изделий с внутренним выступом. Приведены результаты выполненного исследования, доказавшие большую эффективность данного способа штамповки.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что трубные изделия с цилиндрическим или коническим выступом в полости широко используются в машиностроении, станкостроении, автомобилестроении, авиастроении и оборонной промышленности. Они применяются, например, для производства корпусов выключателей подачи топлива дизеля, корпусов механических клапанов для автоматических установок распыления смазочно-охлаждающих жидкостей, дроссельных крышек распределительных клапанов гидросистем высокого давления, гидравлических фильтров маслопроводов с дросселем и обратным клапаном, пневмодросселей и современных гидродросселей, производством которых занимаются не только наши, но и, например, германские фирмы.

Изучение современного производства показывает, что подобные изделия в настоящее время в подавляющем большинстве случаев получают резанием из сплошных заготовок (трубные заготовки по необходимым соотношениям наружного и внутреннего диаметров подходят для подобных изделий очень редко). Это, соответственно, предопределяет в производстве таких изделий присущие резанию недостатки: очень низкий коэффициент использования металла, низкую производительность, низкую стойкость инструмента, малое упрочнение, перерезание волокон металла, совершенно недопустимое, например, в топливных системах ракетной техники, поскольку широко используемый в ракетах гелий обладает высокой проникаемостью вдоль волокон макроструктуры, в результате чего раньше неоднократно случались аварии и даже катастрофы при запуске ракет и космических аппаратов.

При этом важнейшими задачами, которые ставятся перед современными технологиями изготовления таких деталей, являются не только повышение их прочностных характеристик, но и максимальное снижение расхода металла, а также повышение производительности и стойкости инструмента. Такие задачи могут быть решены путём применения внутреннего радиального выдавливания (рис. 1), которое ранее никем не изучалось, в связи с чем его детальное исследование является актуальным.

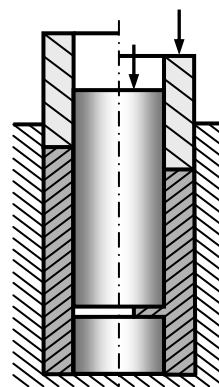


Рис. 1. Радиальное выдавливание трубных изделий с внутренним выступом

Тут важно указать, что геометрические возможности радиального выдавливания внутреннего выступа не ограничиваются наиболее простой схемой, показанной на рис. 1. Таким выдавливанием, варьируя форму и диаметры матрицы и оправок, без особых затруднений можно производить и более сложные изделия.

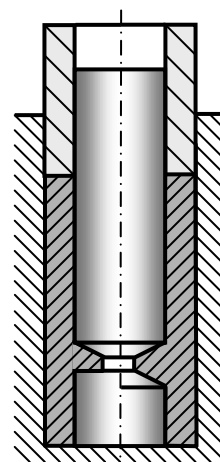


Рис. 2. Радиальное выдавливание изделия с внутренним выступом, снабжённым коническими поверхностями

Например, получаемый выступ может иметь конический или иной скос, причём, как с одной стороны (рис. 2, слева), так и с двух сторон (рис. 2, справа), при этом скосы с верхней и нижней стороны могут иметь неодинаковые углы.

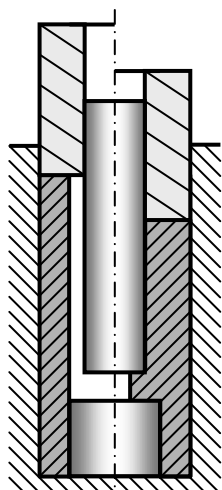


Рис. 3. Радиальное выдавливание изделия с внутренним выступом и верхним участком внутренней поверхности меньшего диаметра, чем нижний

Уменьшив диаметр верхней (рис. 3) или нижней оправки, в результате закрытой высадки на начальном этапе рабочего хода можно получить соответствующее сужение полости и увеличение толщины стенки.

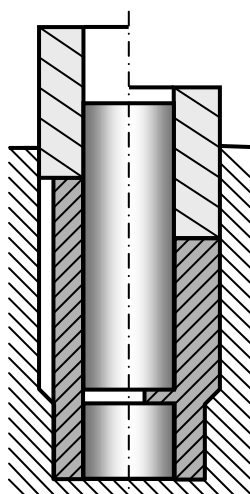


Рис. 4. Радиальное выдавливание изделия с внутренним выступом и ступенчатой боковой наружной поверхностью

Увеличив в нужном месте диаметр полости матрицы и сделав нужную форму переходного участка (рис. 4), можно в результате закрытой высадки на начальном этапе рабочего хода получить соответствующее наружное утолщение стенки изделия.

Очевидно, что можно сочетать схему на рис. 3 со схемой на рис. 4, а также задать при этом любую необходимую геометрию получаемого фланца по схемам на рис. 2. Таким образом, новый способ позволяет получать большое разнообразие полых изделий с внутренним выступом.

Актуальность проведения детального ис-

следования процесса внутреннего радиального выдавливания обусловлена ещё и тем, что в последнее время резко возросла роль теоретических расчётов при проектировании технологических процессов. В связи с быстрым развитием техники, появлением новых способов обработки металлов технологи уже не располагают временем для накопления и обработки практических данных. Предварительная реализация проектируемых процессов в лабораторных условиях оказывается подчас неприемлемо дорогостоящей, особенно когда она не подкреплена соответствующими прогнозными расчётами. Одно дело – быстро и с малыми затратами уточнить оптимальные параметры процесса, уже предсказанные теоретически, и совсем другое дело – на ощупь искать эти параметры экспериментально при значительном количестве возможных сочетаний и большом диапазоне их изменения.

При этом очевидно, что дальнейшее развитие процессов обработки металлов давлением напрямую зависит от совершенствования проектирования и надёжности расчёта их основных параметров с целью выбора наиболее оптимального варианта деформации.

Поэтому авторами в результате выполненного механико-математического анализа с помощью общего метода пластического течения, разработанного А.Л. Воронцовым, для всех указанных вариантов нового способа штамповки были получены формулы, необходимые для его успешного проектирования и внедрения в производство, а также для выбора оптимальных параметров деформирования ещё на стадии предварительной технологической проработки.

В частности, для всех возможных вариантов, показанных на рис. 1–4, были получены формулы, определяющие максимальную силу деформирования (знание которой необходимо для выбора прессы и оценки энергетических затрат), накопленную деформацию в любой точке полученного изделия (знание которой необходимо для учёта упрочнения, для прогнозирования отсутствия трещинообразования, а также для оценки прочностных показателей изделия), максимальное давление на стенку матрицы (знание которого необходимо для расчёта матрицы на прочность и принятия обоснованного решения о необходимости усиления матрицы бандажированием с определённым натягом), силу прижима верхней оправки, гарантирующую предотвращение её смещения вверх затекающим металлом, образующим внутренний выступ. Полученные формулы применимы как для расчёта горячего выдавливания, при котором упрочнение деформируемого металла полностью отсутствует, так и для расчёта холодного выдавливания, при котором будет значительное упрочнение материала заготовки.

Многочисленные эксперименты, проведённые с различной смазкой на заготовках разных

типоразмеров, выполненных из алюминиевого сплава АВ, латуни Л63, а также коррозионно-стойкой жаропрочной стали 12Х18Н9Т (типовой образец представлен на рис. 6), показали успешные результаты с получением шероховатости отштампованных поверхностей, соответствующей тонкому шлифованию или полированию (заготовки из стали 12Х18Н9Т перед выдавливанием оксалатировали и омыливали). Прочностные свойства и твердость материала выдавленных изделий были повышены в 2–3 раза. При этом расхождение результатов расчёта силы выдавливания по полученным формулам с опытными данными не превышало 10%, что позволяет рекомендовать их для практического применения.

Таким образом, проведённое исследование показало большую эффективность предлагаемого нового способа выдавливания, а также надёжность и достоверность всех выведенных расчётных формул.



Рис. 5. Срез выдавленного образца из стали 12Х18Н9Т

АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕНЗОРЕЗИСТОРНЫХ СИЛОИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ДАТЧИКОВ

С.И. Гавриленков¹, С.С. Гаврюшин¹

¹МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; gavrilencov_si@student.bmstu.ru

В статье рассматривается методика автоматизации и управлению процессом проектирования тензорезисторных силоизмерительных датчиков. Методика основана на методе исследования пространства параметров и методах многокритериальной оптимизации. Представлена программная реализация методики и приводится пример использования программы для проектирования тензорезисторного силоизмерительного датчика.

Введение

Среди приборов для измерения силы и крутящего момента наибольшую популярность получили тензорезисторные силоизмерительные датчики из-за своей надежности, точности и простоты.

Тензорезисторный силоизмерительный датчик состоит из упругого элемента и тензорезисторов, наклеенных на упругий элемент. Тензорезисторы соединены в мостовую измерительную схему. При измерении силы деформация упругого элемента передается тензорезисторам. Тензорезисторы при этом изменяют свое электрическое сопротивление, а на выходах мостовой схемы появляется пропорциональное измеряемой силе напряжение.

При проектировании тензорезисторных силоизмерительных датчиков ориентируются на следующие критерии качества: величина выходного сигнала (пропорциональна деформации в местах размещения тензорезисторов), прочность датчика (определяется максимальными напряжениями в упругом элементе и механическими свойствами материала упругого элемента), стоимость датчика (стоимость материала упругого элемента, тензорезисторов, трудоемкость изготовления упругого элемента и монтажа мостовой измерительной схемы), а также точность датчика, определяемая нелинейность и гистерезисом его выходной характеристики.

Вопросам проектирования тензорезисторных силоизмерительных датчиков было посвящено большое количество работ [1-7], где при помощи метода конечных элементов или методов теории упругости и различных методов оптимизации, как параметрической, так и топологической [7] определялась рациональная форма упругого элемента. В этих работах рассматривались отдельные конструкции датчиков, однако не рассматривался вопрос создания специализированной программной системы для решения задач проектирования изделий этого класса.

Целью работы – создать методику автоматизации и управления процессом принятия решений при проектировании тензорезисторных силоизмерительных датчиков и реализовать ее в виде прикладной программной системы. Актуальность этой задачи продиктована требованиями современной промышленности к улучшению характеристик дат-

чиков при снижении их себестоимости, а также улучшению их технологичности.

Методика автоматизации процесса проектирования и ее программная реализация

Задача проектирования тензорезисторного силоизмерительного датчика является многокритериальной, причем зачастую критерии противоречат друг другу. Данную задачу предлагается решать при помощи подхода, основанного на методе Исследования Пространства Параметров [8], методах многокритериальной оптимизации. Обобщенная схема подхода приведена на рис. 1. В начале процесса проектирования ЛПП (Лицо, Принимающее Решение) создает параметрическую схему упругого элемента, а разработчик создает параметрический расчет напряженно-деформированного состояния датчика, на основе которого могут быть вычислены характеристики датчика при выбранных местах монтажа тензорезисторов мостовой схемы.

После этого ЛПП выбирает управляющие параметры – параметры, которые будут варьироваться в процессе проектирования, а также накладывает функциональные ограничения на управляющие параметры.



Рис. 1. Укрупненная схема предлагаемого подхода к автоматизации процесса проектирования тензорезисторных силоизмерительных датчиков

Пространство управляющих параметров исследуется при помощи ЛП, последовательности, каждый элемент последовательности соответствует отдельному варианту конструкции. Каждый вариант конструкции проходит расчет напряженно-деформированного состояния, результаты расчета (деформации, напряжения и перемещения упругого элемента) используются для определения оп-

тимальной схемы размещения тензорезисторов на упругом элементе, после чего рассчитываются критерии качества всех элементов последовательности.

Далее ЛПР назначает ограничения на критерии качества и исследует получившиеся множества допустимых (отвечающих всем критериальным ограничениям) и Парето-оптимальных решений.

В зависимости от результата ЛПР может предпринять следующие действия. Во-первых, если множество допустимых решений пустое, возможно ослабление критериальных ограничений и/или повторное исследование пространства управляющих параметров. Во-вторых, если есть решение, которое интересует ЛПР, возможно проведение локального поиска в окрестности этого решения. На каждом этапе ЛПР изучает информацию о Парето-оптимальных решениях и их распределении в пространстве управляющих параметров. Интерактивный процесс исследования пространства параметров продолжается пока ЛПР не находит наиболее предпочтительное решение. Также ЛПР может отслеживать прогресс процесса проектирования при помощи индикатора гиперобъема [9], который определяет гиперобъем пространства критериев качества, доминируемый полученным множеством Парето-оптимальных решений. Этот индикатор часто используется [9] в многокритериальных генетических алгоритмах как критерий сходимости решения.

Предложенная методика была реализована в авторской программе, написанной на языках C# и Python. Автоматический расчет напряженно-деформированного состояния проводится при помощи системы с открытым исходным кодом Code_Aster, а конечно-элементная сетка вариантов конструкций упругого элемента строится при помощи препроцессора Salome-Meca. Процедура конечно-элементного анализа заканчивается выводом информации о конечно-элементной сетки и напряженно-деформированном состоянии в текстовый файл, который поступает на вход модуля для определения характеристик варианта датчика. Этот модуль производит парсинг результатов и определяет оптимальные места монтажа тензорезисторов на упругом элементе на выбранных ЛПР поверхностях.

Пример использования разработанной программной системы

Работа системы демонстрируется на примере проектирования тензорезисторного балочного датчика для платформенных весов (рис. 2). Материал упругого элемента – алюминиевый сплав ВТ95 (иностраный аналог 7075 Т6). Механические свойства стали следующие: $E = 72$ ГПа, коэффициент Пуассона = 0,3, предел текучести $\sigma_{0,2} = 400$ МПа. Наибольший предел измерения – 1000 Н.

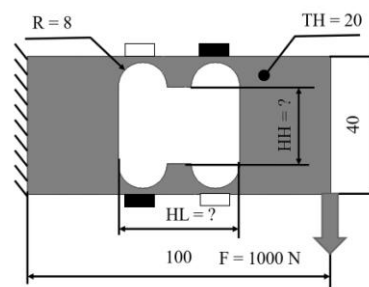


Рис. 2. Геометрия упругого элемента. Размеры приведены в мм, места размещения тензорезисторов, работающих на растяжение и сжатие, обозначены белыми и черными прямоугольниками, соответственно

Информация о пространстве управляющих параметров приведена в табл. 2.

Таблица 2. Пространство управляющих параметров

Имя параметра	Нижняя граница изменения, мм	Верхняя граница изменения, мм
HH	15	25
HL	30	50

Для данного примера места размещения тензорезисторов зафиксированы, как показано на рис. 2, так как в этих местах заведомо известно, что линейные деформации в этих регионах достигают максимума. При расчете выходного сигнала датчика принималось, что измерительная решетка тензорезисторов имеет размер 3x3 мм. Материал измерительной решетки – константан.

Критерии качества, а также критериальные ограничения приведены в табл. 3.

Таблица 3. Критерии качества

Наименование	Критериальные ограничения
Выходной сигнал (BC), мВ, при напряжении питания мостовой схемы 1 В	$BC > 2,0$ мВ/В
Коэффициент запаса по пределу текучести (КЗ)	$КЗ > 4$
Коэффициент использования материала (КИМ)	$КИМ > 0,8$

Решение задачи проектирования начинается с предварительного исследования пространства параметров и изучения распределения Парето-оптимальных решений в пространстве решений. Исследование №1 включает в себя 500 решений в ЛП_т последовательности, из которых 39 решений являются оптимальными по Парето. Распределение Парето-оптимальных решений в пространстве параметров, полученное при помощи средств визуализации разработанной программной системы, показано на рис. 3. Проанализировав это распределение, проводится ряд локальных исследований в окрестности всех Парето-оптимальных значений (10 решений в ЛП_т последовательности для каждого локального исследования) – результаты обобщаются как Исследование №2.

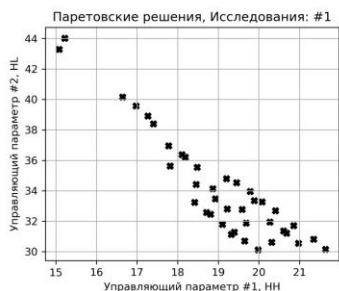


Рис. 3. Распределение Парето-оптимальных решений в пространстве параметров после Исследования № 1

Кроме того, проводится локальное Исследование №3 в левой верхней части пространства ($15 \leq \text{НН} \leq 16$; $39 \leq \text{НН} \leq 44$, 100 решений в ЛП_Т последовательности исследования). Результаты проведенных исследований приведены на рис. 4

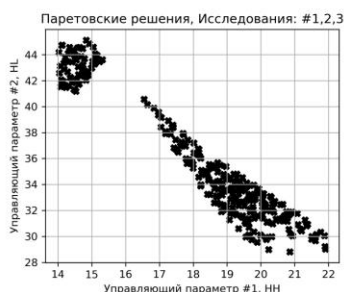


Рис. 4. Распределение Парето-оптимальных решений в пространстве параметров после Исследований № 1, 2, 3

Значения индикатора гиперобъема множества Парето-оптимальных решений после Исследования № 1, 2, 3 составили соответственно $13 \cdot 10^{-5}$, $23 \cdot 10^{-5}$ и $28 \cdot 10^{-5}$. Динамика изменения критерия сходимости дает основание сделать вывод о сходимости процесса исследования пространства управляющих параметров. Принимается решение дальнейших исследований не проводить, но ужесточить критериальные требования ($\text{BC} > 2,0 \text{ мВ/В}$, $\text{КЗ} > 5$, $\text{КИМ} > 0.82$). После этого изучается распределение Парето-оптимальных решений в пространстве критериев качества (рис. 5). Выбирается вариант конструкции упругого элемента с максимальным значением коэффициента запаса.

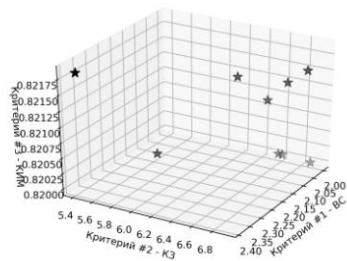


Рис. 5. Распределение Парето-оптимальных решений в пространстве после ужесточения критериальных ограничений

При незначительном проигрыше по критерию коэффициент использования материала и приемле-

мом значении выходного сигнала (2,0 мВ/В – общепринятый стандарт в индустрии силоизмерительных датчиков) данный вариант конструкции будет обладать максимальной надежностью. Необходимо отметить, что в данной работе критерий экономической эффективности выбранного решения рассчитывался косвенно через коэффициент использования материала. В будущем планируется добавить модуль оценки себестоимости вариантов упругого элемента, основанный на параметризованной математической модели технологического процесса, где на основе геометрии упругого элемента, выбранных технологических режимов резания и инструментов будет рассчитываться основное время выполнения операций механической обработки, что позволит также рассчитывать себестоимость датчика напрямую.

Заключение

В работе была представлена методика автоматизации и управления процессом принятия решений при проектировании тензорезисторных силоизмерительных датчиков, а также программная реализация этой методики. Работа программной системы была продемонстрирована на примере проектирования датчика. Предложенная методика дает ЛПР большую свободу и степень контроля над процессом проектирования.

Предложенный подход может быть применен к другим изделиям машиностроения и приборостроения для улучшения их эксплуатационных и экономических характеристик.

1. Kolhapure, R., Shinde, V., Kamble, V. Geometrical optimization of strain gauge force transducer using GRA method // Measurement 2005. V.101. P.111—117.
2. Sun, Y., Liu, Y., Zou, T., Jin, M., Liu, H. Design and optimization of a novel six-axis force/torque sensor for space robot. Measurement 2015. V.65. P.135—148.
3. Gavryushin, S. S., Skvortsov, P. A., Skvortsov, A. A.: Optimization of semiconductor pressure transducer with sensitive element based on "silicon on sapphire" structure // Periodico Tchc Quimica 2018. V. 15, P. 679—687
4. Feng, L., Lin, G., Zhang, W., Pang, H., Wang, T.: Design and optimization of a self-decoupled six-axis wheel force transducer for a heavy truck // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering 2015, V.229, P.1585—1610.
5. Wang, Y., Zuo, G., Chen, X., Liu, L. Strain analysis of six-axis force/torque sensors based on analytical method // IEEE Sensors Journal 2017. V. 17(14). P.4394—4404.
6. Payo, I., Adánez, J. M., Rosa, D. R., Fernandez, R., Vázquez, A. S. Six-Axis Column-Type Force and Moment Sensor for Robotic Applications // IEEE Sensors Journal 2018. V.18. P. 6996—7004.
7. Takezawa, A., Nishiwaki, S., Kitamura, M., Silva, E. C. Topology optimization for designing strain-gauge load cells // Structural and Multidisciplinary Optimization 2010. V. 42. P. 387—402.
8. Statnikov, R. B., Gavryushin, S. S., Dang, M., Statnikov, A.: Multicriteria design of composite pressure vessels // International Journal of Multicriteria Decision Making 2014. V.4. P. 252—278 (2014).
9. Chand S., Wagner M. Evolutionary many-objective optimization: A quick-start guide // Surveys in Operations Research and Management Science 2015. V. 20. P.35—42.

О ВОЗБУЖДЕНИИ НЕЛИНЕЙНЫХ КОЛЕБАНИЙ КОНЕЧНОЙ АМПЛИТУДЫ В НИЗКОДАВЛЯЮЩЕМ ПОТОКЕ ЖИДКОСТИ С ПОМОЩЬЮ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ГЕНЕРАТОРА КОЛЕБАНИЙ

Ганиев Р.Ф., Жебынев Д.А., Фельдман А.М.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Представлены результаты исследования процесса возбуждения нелинейных колебаний давления конечной амплитуды в низконапорном (обрабатываемом) потоке жидкости с помощью гидродинамического генератора колебаний проточного типа, рабочая жидкость которого не имеет прямого контакта с жидкостью обрабатываемого потока.

В волновой технологии [1,2] часто для обработки многофазных жидкодисперсных сред используются гидродинамические проточные генераторы, в которых колебания давления возбуждаются проходящим через них потоком обрабатываемой жидкости. Как правило, для получения колебаний большой амплитуды (порядка 100 атм) жидкость должна подаваться к генератору под давлением того же порядка. На практике такая обработка наиболее целесообразна лишь для жидкостей, имеющих невысокую вязкость. Для жидкостей с высокой вязкостью или агрессивных такая обработка затруднительна как из-за отсутствия соответствующих гидравлических насосов, так и снижения эффективности возбуждения колебаний большой амплитуды. В связи с этим возникает вопрос: как передать колебания большой амплитуды от генератора, возбуждаемого наиболее простой и эффективной с точки зрения возбуждения колебаний жидкостью, в низконапорный поток, например, вязкой жидкости. Другими словами, произвести обработку вязкой жидкости путем интенсивного колебательного воздействия с помощью гидродинамического генератора, работающего от потока другой жидкости. Данная задача имеет большое значение для расширения возможностей волновой технологии. Работа посвящена решению этой задачи.

Эта работа является развитием работы [3], в которой были проведены исследования процесса возбуждения колебаний в закрытых с обеих сторон цилиндрических резонаторах с помощью гидродинамического генератора проточного типа. В ней показано, что колебания в резонатор от гидродинамического генератора можно передавать через окно, выполненное из определенного материала. Например, для передачи колебаний от генератора, работающего на воде, в резонатор, заполненный водой, можно использовать окна из полиэтилена высокого давления. При этом было установлено, что резонансные колебания в резонаторе возбуждаются при определенном минимальном статическом давлении. В данной работе результаты, полученные в работе [3], были взяты за исходные и применены для возбуждения колебаний в потоке жидкости, протекающей по контуру,

не связанному с контуром потока генератора. Работа была проведена на гидродинамической установке, схема которой представлена на рис. 1. Установка состоит из двух независимых гидродинамических контуров. Первый из них (I) представляет собой типичный гидродинамический стенд [3,4] с генератором проточного типа на основе трубки Вентури, служащий для возбуждения колебаний большой амплитуды и работающий на простой рабочей жидкости – воде. Используемый в работе генератор вырабатывал импульсы давления с амплитудой до 15 МПа, длительностью порядка 50 – 200 мкс и частотой следования от сотен Гц до нескольких кГц. Изменение амплитуды колебаний и их спектров осуществляли путем изменения давлений на входе (P_1) и на выходе (P_2) генератора. Максимальный расход воды составлял около 20 л/мин, давление – 50 атм.

Циркуляция обрабатываемой жидкости осуществлялась по второму контуру (II) с помощью гидравлического насоса низкого давления 13. Колебания, генерируемые в первом контуре, через согласующее устройство 8 передавались в камеру обработки 7 второго контура, представляющую собой цилиндрическую трубу (резонатор) с закрытыми крышками, одна из которых жесткая, а вторая прозрачная для прохождения колебаний давления. Конструктивно рабочая камера второго контура крепилась перпендикулярно к цилиндрической рабочей камере первого контура через проницаемое для звуковых колебаний окно 8 в виде диска из полиэтилена высокого давления. Этот диск обеспечивал одновременно герметизацию обеих камер и разделение потоков через них. Обрабатываемая жидкость подводилась к камере 7 через патрубок, присоединенный к ее нижнему концу, а отводилась через патрубок, присоединенный к верхнему концу камеры. Таким образом, жидкость, проходя через камеру обработки, подвергалась колебательному воздействию. В качестве обрабатываемой жидкости использовалась вода.

Колебания давления в обеих камерах измеряли с помощью пьезоэлектрических датчиков фирмы Kistler. В рабочей камере генератора датчик устанавливался в зоне отвода колебаний в

камеру обработки, а в камере обработки - в области ее торцов и в середине. Колебания усиливались с помощью зарядочувствительных усилителей и регистрировались 4-х лучевым цифровым электронным осциллографом типа Gould Classic 6000. Одновременно он производил обработку и запись спектров колебаний давления.

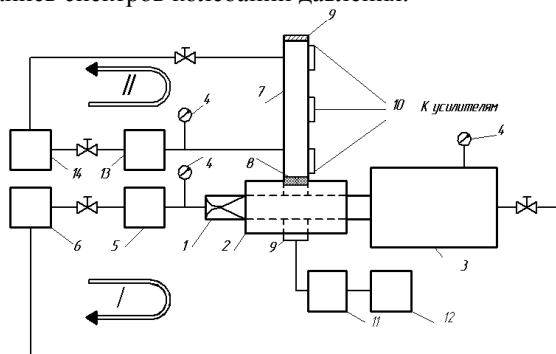


Рис. 1. Схема установки: 1 – гидродинамический генератор, 2 – рабочая камера, 3 – вспомогательная камера, 4 – манометры, 5, 13 – гидравлические насосы, 6, 14 – емкости для рабочей и обрабатываемой жидкостей соответственно, 7 – камера для обработки жидкости, 8 – согласующее устройство, 9 – 10 – датчики динамического давления, 11 – усилитель зарядочувствительный, 12 – цифровой осциллограф.

Было установлено, что колебания значительной амплитуды в камере обработки возбуждаются только при статическом давлении в потоке от 2 атм и выше, то есть также как в закрытом резонаторе [3]. Аналогичным образом происходит и распространение волн давления вдоль камеры. В отличие от закрытого цилиндрического резонатора, камера обработки представляет собой более сложную колебательную систему из-за наличия подводящих патрубков. Исследования показали, что эти патрубки оказывают влияния с одной стороны на возбуждение основных пиков колебаний, обусловленных резонансами в трубе, а с другой – могут создавать дополнительные пики колебаний, возбуждаемых в областях присоединения патрубков. Оказалось, что спектры колебаний в различных областях измерения имеют достаточно сложную структуру и существенные различия. Поскольку колебания гидродинамического генератора нелинейные и имеют сложный спектр, состоящий из нескольких резонансных пиков (3-х и более), амплитудно-частотные характеристики различных областей камеры обработки были сняты в зависимости от величины противодействия генератора P_2 по следующей схеме. На вход камеры обработки подавались колебания от генератора приблизительно с постоянным размахом амплитуды, но с разными частотными спектрами. Этот спектр сдвигался по частотной оси в сторону по-

вышения путем увеличения противодействия генератора колебаний (P_2). Колебания и их спектры при этом регистрировались в различных областях камеры обработки при статическом давлении в потоке в пределах 5 – 10 атм. Таким путем были сняты характеристики изменения размаха нелинейных колебаний давления в различных зонах камеры от величины P_2 . Однако чтобы получить таким путем полную частотную характеристику, то есть зарегистрировать все резонансные пики, необходимо изменять P_2 с очень мелким шагом. Поэтому после снятия обзорной характеристики с шагом 0,5 атм была снята уточненная. Она была получена следующим образом. Выбранный пик в спектре входного сигнала сдвигался по частотной оси до совмещения с определенным пиком в спектре колебаний, регистрируемых каким – либо датчиком камеры обработки. Таким способом были найдены резонансные пики колебаний в различных зонах камеры обработки. Таким путем можно найти частоты с максимальным размахом колебаний в различных зонах камеры обработки. Среднеквадратичная зависимость размаха колебаний $\langle \Delta P \rangle$ в 2-х областях камеры от P_2 с одним резонансным пиком представлена на рис.2.

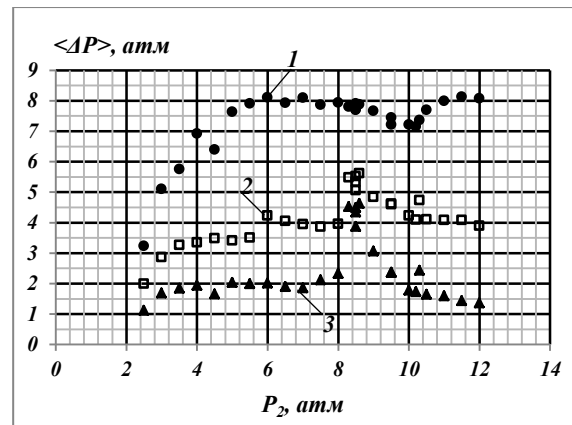


Рис. 2. Среднеквадратичная зависимость размаха колебаний в разных областях камеры обработки от давления на выходе генератора P_2 : 1 – входной сигнал, 2 – сигнал в зоне нижнего торца камеры, 3 – сигнал в зоне верхнего торца камеры. Частота резонансного пика 1970 Гц. Давление на входе генератора 50 атм.

Анализ частотных характеристик показал, что в различных зонах камеры обработки можно возбуждать резонансные колебания на разных частотах. В некоторых случаях можно получить возбуждение колебаний в разных зонах на разных частотах одновременно с максимальными амплитудами размаха колебаний. Таким образом, поток, проходя через всю камеру обработки, подвергает-

ся колебательному воздействию на нескольких частотах.

Таким образом, используя 2-х контурную гидродинамическую схему, можно возбуждать колебания в потоке жидкости, проходящем через камеру обработки от гидродинамического генератора, работающего от другого потока жидкости, то есть таким способом можно приводить колебательную обработку сложных жидкостей.

В рассмотренном способе передачи колебаний удастся возбуждать колебания давления в потоке жидкости с размахом колебаний, составляющем около 60 % от размаха входного сигнала на резонансных частотах и около 30% на остальных.

1. Ганиев Р. Ф. Волновые машины и технологии (введение в волновую технологию). М.: Науч.-изд. центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008. 192 с.
2. Ганиев Р. Ф., Украинский Л. Е. Нелинейная волновая механика и технология. М.: Науч.-изд. центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008. 712 с.
3. Ганиев Р. Ф., Жебынев Д. А., Фельдман А. М. Возбуждение нелинейных колебаний конечной амплитуды в закрытом резонаторе, заполненном жидкостью, с помощью гидродинамического генератора // Справочник. Инженерный журнал. 2019, №1, с. 20 – 28.
4. Ганиев Р. Ф., Жебынев Д. А., Фельдман А. М. Исследования влияния интенсивности и частоты колебаний на процесс кавитационной эрозии материалов // ИФЖ.2014, т. 87, № 3, с. 644-649.

ВОЛНОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ДЛЯ ИНТЕНСИФИКАЦИИ И ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССОВ НЕФТЕДОБЫЧИ, НЕФТЕОТДАЧИ ПЛАСТОВ, НЕФТЕПОДГОТОВКИ, НЕФТЕПЕРЕРАБОТКИ И НЕФТЕХИМИИ

Р.Ф. Ганиев, И.Ш. Сайфуллин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва; ins17@yandex.ru

Излагаются области применения нового поколения волновых технологий для интенсификации технологических процессов в нефтяной области. Приведены результаты опытно-промышленных и стендовых испытаний волновых технологий при бурении и добычи нефти.

Известно, что при некоторых, определенных соотношениях между характеристиками внешнего воздействия и параметрами среды удается осуществить такое нелинейное взаимодействие между волновыми формами, что в объеме занятой средой, реализуются эффекты резонансной накачки энергии. В свою очередь это позволяет создавать принципиально новые, более эффективные технологические процессы и аппараты для многих отраслей народного хозяйства, в том числе и нефтегазовой отрасли.

Первое поколение таких аппаратов были разработаны в Межотраслевом научно-инженерном центре волновой технологии Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН (ныне Научный центр нелинейной волновой механики и технологий ИМАШ РАН) и начали испытываться в нефтяной отрасли СССР в 1980 году. Для этого в качестве полигона был выделен ПО «Нижневартовскнефтегаз». В 90-е годы волновые технологии были приняты Миннефтепромом СССР как ведомственная технология для обработки призабойных зон нефтяных пластов. Работы также проводились и в других нефтедобывающих районах России, а также в Объединенных Арабских Эмиратах, Султанате Оман, в США на Аляске, в Норвегии на платформе в Северном море, в Китае. Было обработано более 3000 скважин. Достигнуто увеличение дебитов добывающих скважин на 70-80% (в отдельных случаях в 2-5 раз); приемистости нагнетательных скважин на 80-90%.

Волновые машины нового поколения ИМАШ РАН имеют лучшие целевые показатели и охватывают значительно более широкий спектр областей применений: в нефте-

добыче (ускорение процессов бурения, увеличение нефтеотдачи пластов), в нефтеподготовке и нефтехимии (интенсификация массо-теплообменных процессов), нефтепереработке (получение высококачественных масел с присадками, устойчивых СОЖ и топливных эмульсий, утилизация нефтешламов и др.). Существенным отличием волновых машин нового поколения является использование автоматизированных систем управления для поддержания оптимального режима работы (нелинейного резонанса) волновой установки с обрабатываемой средой, основанной на микропроцессорной технике, что особенно важно для проведения технологических процессов в условиях быстроменяющихся свойств среды.

Опытные образцы волновой буровой техники способны обеспечить не только повышение механической скорости бурения, но и повысить качество вскрытия продуктивного пласта. При использовании в комплекте с традиционной буровой техникой (долота, насосные агрегаты, колтюбинговые системы и т.д.) волновые генераторы обеспечивают в процессе бурения возбуждение колебаний кавитационных и вихревых зон в условиях резонанса, что способствует не только повышению механической скорости бурения, но и обеспечивает кольматацию стенок скважины фильтратом бурового раствора. Одновременно информационно-измерительная система фиксирует и поддерживает оптимальные параметры расхода бурового раствора, давления и других рабочих параметров. На рис. представлена схема общей компоновки волнового бурильного агрегата и конструкция бурового долота с установленным генератором волн.

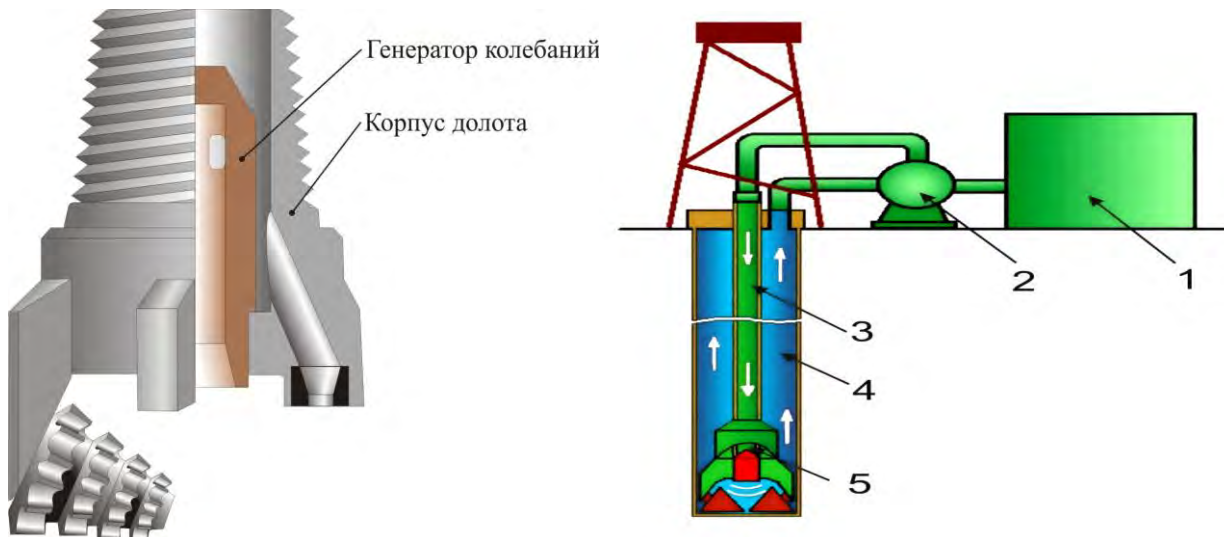


Рисунок. Конструкция бурового долота с установленным в нем генератором колебаний и общая схема компоновки процесса волнового бурения: 1 – буровой раствор, 2 – насосный агрегат, 3 – колонна бурительных труб, 4 – буровое долото, 5 – генератор

Волновое оборудование для приготовления буровых промывочных жидкостей и тампонажных растворов. С помощью волновых генераторов удается осуществлять также механохимическую активацию и модификацию буровых и тампонажных растворов. Установлено, что механохимическая обработка буровых и тампонажных растворов в условиях резонанса позволяет существенно повысить их гомогенность и седиментационную устойчивость, уменьшить удельные расходы дорогостоящих ингредиентов и ускорить процесс приготовления растворов. Так, промышленными испытаниями по волновому приготовлению буровых растворов из глинопорошка марки ПБМГ подтверждено стабильное увеличение выхода раствора от 15% до 30% и существенное сокращение необходимого времени для проведения процесса.

Генераторы волн для очистки ПЗП испытаны на малодобитных скважинах, эксплуатирующие истощенные и сильно обводненные пласты с низким пластовым давлением. Испытания свидетельствует о положительной тенденции увеличения текущей нефтедобычи и для этих условий. Так, в результате обработки 14 скважин дополнительный приток составил от 1, 6 до 6, 1 тонн в сутки на 1 скважину.

Низкочастотные генераторы акустических волн. Для площадной волновой обработки нефтяного пласта разработаны и испытаны ударно-волновые генераторы низкочастотных колебаний с встроенными системами измерения и автоматического управ-

ления. В сравнении с первым поколением низкочастотных генераторов они позволяют существенно увеличить площади волнового воздействия, что открывает значительно более широкие перспективы для повышения степени нефтеизвлечения из пластов через добывающие скважины путем увеличения проницаемости межскважинной зоны. Эффективность положительного воздействия этой технологии на приток нефти из истощенных месторождений сравнима с технологией гидразрыва, но при этом она многократно дешевле гидроразрыва и не приводит к обводнению продуктивного пласта.

Интересно отметить, что широкополосные низкочастотные генераторы волн могут найти применение также для ликвидации пробок ретроградного конденсата в газоконденсатных пластах. Проблема заключается в том, что **в истощенных газоконденсатных месторождениях** при вскрытии газоносных пластов вблизи забоев скважин происходит превращение газа в так называемый ретроградный газоконденсат, сопровождающееся существенным понижением проницаемости призабойных зон. Моделирование низкочастотного волнового воздействия на фильтрацию газоконденсатной смеси в пласте показало, что необходимым условием удаления ретроградного газоконденсата является формирование и поддержание волновых и колебательных режимов в условиях нелинейных резонансов. За счет подобного воздействия вполне возможно увеличить проницаемость пласта и повысить среднеинтегральный рас-

ход газовой фазы на выходе из пласта, поднимая тем самым уровень добычи газа из газоконденсатных месторождений.

Волновая технология открывает также новые пути повышения эффективности газлифтного способа добычи нефти. Для этого стандартный газлифтный клапан заменяется на модифицированный, который обеспечивает генерацию необходимых для диспергации уменьшенных по размеру пузырей волн на выходе из клапана. Конструкция позволяет поднимать одно и то же количество жидкости, используя меньшие объемы газа, то есть достигать экономии энергетических затрат, расходуемых компрессорами, закачивающими газ в скважины. Отметим, что модифицированный газлифтный клапан отличается от стандартного наличием лишь дополнительной насадки, которая проектируется на основе данных о расходах и давлениях в системе. Конструктивно насадка не содержит подвижных частей, отличается простотой, не требует больших затрат и является весьма долговечным устройством. Промысловые испытания технологии на газлифтных скважинах ОАО "Нижневартовскнефтегаз" показали, что экономия газа составила в среднем около 15 000 нормальных метров кубических газа в сутки.

Разработанные в НЦ НВМТ ИМАШ РАН технические решения и волновые технологии нового поколения открывают также новые возможности в интенсификации процессов обессоливания нефти за счет оптимизации дисперсности и повышения гомогенности водонефтяных эмульсий; получения масел с присадками и СОЖ за счет идеального смешения компонентов в волновых аппаратах; получения стабильных тонкодисперсных водотопливных эмульсий, снижения вязкости высоковязких нефтей, очистки закачиваемой в пласт подтоварной воды, дегазации и обезвоживания нефти; стабилизации волновых процессов и гидроударов в трубопро-

водных системах и повышения их надежности и производительности.

Заключение.

Таким образом, при определении и реализации приоритетов инновационного развития нефтегазовым и машиностроительным компаниям следует рассмотреть возможности разработки и использования нового поколения волновых машин и аппаратов конструкции ИМАШ РАН, которые в перспективе могут стать составной частью нефтегазовой машиностроительной продукции России.

1. Балашов С.Ю., Борткевич С.В., Васильев Р.Х., Гранова Г.Н., Жебынев Д.А., Костров С.А., Муфазалов Р.Ш., Тушев Р.Н., Украинский Л.Е. Волновая технология и техника. - Под редакцией чл.корр. РАН, профессора Р.Ф.Ганиева. - Москва: МНИЦ«Волна», 1993. - 126с.
2. Украинский Л.Е. (под ред. Ганиева Р.Ф.) Волновая технология в нефтяной промышленности // РНТИК «Баштехинформ» АН РБ, г.Уфа, 1999г.
3. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Пустовгар А.П. Волновые технологии в инновационном машиностроении. М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2012. – 92 с.
4. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. М.:Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008. - 712 с.
5. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Андреев В.Е., Котенев Ю.А. Проблемы и перспективы волновой технологии многофазных систем в нефтяной и газовой промышленности. - Санкт-Петербург: Недра, 2008. - 185с.
6. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. «Нелинейная волновая механика и технологии», Москва 2008г.-712с.
7. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. Волновые и колебательные явления в основе высоких технологий. – Изд.2-е дополн. - М.: Институт компьютерных исследований; Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2011.-780с.
8. Ganiev, R.F., Ukrainskiy, L.E., Nonlinear wave mechanics and technologies. Wave and oscillatory phenomena on the basis of high technologies, p.583, Begell House, Inc., New York, Connecticut, 2012.
9. Ганиев Р.Ф. Нелинейные резонансы и катастрофы. М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2013.- 592 с.
10. Сайфуллин И.Ш., Тетельмин В.В., Язев В.А. Физические основы добычи нефти. Учебное пособие – Долгопрудный: Издательский дом «Интеллект», 2013.-328 с.

ВОЛНОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ПРОЛОНГИРОВАННОГО ВЫДЕЛЕНИЯ БИОЛОГИЧЕСКИ АКТИВНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Ганиев С.Р.¹, Бутикова О.А.¹, Касилов В.П.¹, Кислогубова О.Н.¹,
Кочкина Н.Е.^{1,2}, Курменев Д.В.¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; kochkinane@mail.ru

²Институт химии растворов им. Г.А. Крестова РАН, Иваново, Россия

В настоящей работе представлены результаты экспериментальных работ по оценке возможностей волновых технологий для получения композиционных материалов на основе крахмала, наполненного Na-монтмориллонитом (ММТ), обладающих пролонгированным выделением биологически активных соединений.

Цель

Задача создания пленочных материалов для пролонгированного высвобождения биологически активных соединений (БАС) является актуальным направлением исследований во всем мире. Особый интерес представляет получение подобных пленок на основе биоразрушаемых полимеров, выделяемых из ежегодно возобновляемого сырья. Такие системы востребованы в пищевой промышленности в качестве «активной» упаковки, способной повышать срок хранения и безопасность, а также улучшать внешний вид и вкусовые качества продукта; в сельском хозяйстве в качестве пленок для мульчирования, в медицине для контролируемой доставки лекарственных препаратов.

Целью настоящей работы являлось получение пленочных композитных материалов для пролонгированного высвобождения БАС на основе недорогого производимого промышленностью в больших масштабах биополимера – крахмала, наполненного частицами слоистого алюмосиликата – Na-монтмориллонита (ММТ). При получении пленочных композитов применяли волновые технологии [1-3] и ультразвуковое диспергирование для оценки их влияния на эффективность процесса подготовки суспензии ММТ.

Материалы и методы

В качестве модели БАС использовали окситетрациклин гидрохлорид (ОТЦ). Изучали высвобождение ОТЦ из композитных пленок в дистиллят и физиологический раствор Рингера.

Применение волнового воздействия осуществлялось на стадии диспергирования ММТ в воде перед введением его в дисперсную систему для приготовления жидкофазного композита крахмал/ММТ. Концентрация ММТ в композите в течение эксперимента варьировалась и составляла 1,5 %, 3%, 5%.

Волновое диспергирование проводили на установке ВМ-58 с электромеханическим резонансным генератором, в которой обеспечиваются интенсивные сдвиговые напряжения как неперiodического, так и волнового воздействия. Параметры волновой обработки были следующие: амплитуда на границе формирования сдвиговой волны – 6 мм, частота волнового воздействия – 42,7 Гц, время обработки 40 мин.

Результаты и их обсуждение.

Результаты исследования кинетики высвобождения ОТЦ из сформированных композитных пленок представлены на Рис. 1.

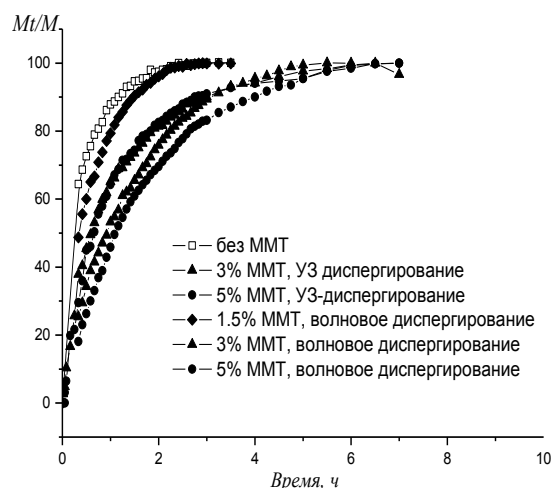


Рис. 1. Кинетика выделения ОТЦ в воду из композитных пленок на основе крахмала и ММТ, полученных различными способами

Как видно, время высвобождения ОТЦ из композитных пленок, полученных с применением волновой технологии, возрастает по сравнению с пленками, сформированными традиционным и ультразвуковым методом. Увеличение концентрации ММТ в пленках также способствует пролонгированию выделения ОТЦ.

Таким образом, исследования, выполненные в данной работе, демонстрируют принципиальную возможность получения недорогих и эффективных пленочных композитных материалов на основе крахмала и ММТ для контролируемого высвобождения БАС. Применение волнового метода подготовки суспензии ММТ в технологии формирования композитных пленок обеспечивает улучшение качества последних с точки зрения регулирования процесса диффузии БАС.

1. Р.Ф. Ганиев, С.Р. Ганиев, В.П. Касилов, А.П. Пустовгар. Волновые технологии в инновационном машиностроении, Москва: Институт компьютерных исследований, 2014, стр. 106.
2. . Р.Ф. Ганиев. Волновые машины и технологии, Москва: Научно-издательский центр "Регулярная и хаотическая динамика", 2008, стр. 192.
3. Р. Ф. Ганиев, С. Р. Ганиев, В. П. Касилов, О. Н. Кислогубова, Д. В. Курменев и А. П. Пустовгар, «Перспективы волновых технологий для создания новых полимерных композиционных материалов (нанокompозитов, высоконаполненных композитов)». Справочник. Инженерный журнал с приложением, № 4, pp. 3-9, 2015.

СИСТЕМНАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПРОЧНОСТИ: МЕТОДОЛОГИЯ, МЕТОДЫ, ТЕХНОЛОГИИ И НЕКОТОРЫЕ ПРИМЕРЫ ПРАКТИЧЕСКОГО ПРИМЕНЕНИЯ

А.Ф.Гетман

Всероссийский научно-исследовательский институт по эксплуатации атомных электростанций (ВНИИАЭС),
Москва, Россия

Системная концепция прочности (СКП) основана на методологии системного подхода к проблеме обеспечения прочности и позволяет оценить более адекватно состояние конструкции и разработать мероприятия, позволяющие повысить её уровень надёжности и ресурсоспособности до необходимого уровня. Эффективность такого подхода многократно подтверждена при решении отдельных задач эксплуатации АЭС. Широкомасштабное внедрение СКП имеет общегосударственное значение, так как позволит существенно (на порядки) повысить уровень прочностной надёжности, а значит связанный с ней уровень технической безопасности современной техники.

1. Проблема прочностной надёжности и технической безопасности.

Безопасность АЭС в большой степени определяется сопротивлением разрушению элементов оборудования, трубопроводов и конструкций (ОТиК) – или, другими словами, их прочностью. Так разрушение корпуса реактора или главного трубопровода является исходным событием тяжёлых аварий, которые могут привести к серьёзным техническим, экологическим и политическим последствиям [1]. Опыт эксплуатации как АЭС [2, 3], так и других объектов техники показывает, что уровень их безопасности на сегодня недостаточный и на один, два порядка ниже требуемого [4].

2. Как решается проблема обеспечения прочности на АЭС и в других отраслях.

На обеспечение прочности тратятся колоссальные средства на стадиях проектирования, изготовления и эксплуатации. Только на проведение планово-предупредительных ремонтов (ППР), во время которых выполняется неразрушающий контроль (НК) оборудования, трубопроводов и конструкций (ОТиК) – практически последней преградой на пути катастрофического роста трещин, тратится концерном «Росэнергоатом» около 10 млрд. рублей.

Однако, как показывает опыт эксплуатации АЭС и других объектов современной техники, уровень надёжности, прежде всего прочностной надёжности, не является удовлетворительным. Так, на АЭС имеются случаи протечек теплоносителя во время эксплуатации, и даже внезапных разрушений их элементов [2]. По данным годовых отчетов по безопасности блоков АЭС количество выявляемых во время ППР дефектов металла в среднем на блок составляет около 200 дефектов, а на отдельных блоках достигает 500 и более дефектов.

На тепловых станциях известны неоднократные случаи разрывов барабанов котлов.

Надёжность трубопроводного транспорта составляет от 1 до нескольких разрушений на 1000 км в год.

Такая же ситуация наблюдается и в других отраслях техники

3. Основные недостатки системы обеспечения прочности современных технических объектов.

1) *Отличие фактического уровня прочностной надёжности элементов технических систем от нормативных требований.*

Убытки от разрушений в различных отраслях техники исчисляются сотнями миллионов долларов и десятками и сотнями человеческих жертв.

Так на всех АЭС мира каждый ППР, как правило, выявляются дефекты сплошности металла, число которых в ряде случаев достигает сотен и тысяч. Не так давно на АЭС «Михама» (Япония, 09.08.2004г. [3]) произошел разрыв трубопровода с человеческими жертвами. По данным работы [2] разрывы и течи трубопроводов на АЭС западного производства носят систематический характер.

В обобщенном графическом виде различие между нормативной и фактической надёжностью механических элементов АЭС представлено на рисунке 1. На этом рисунке приведены

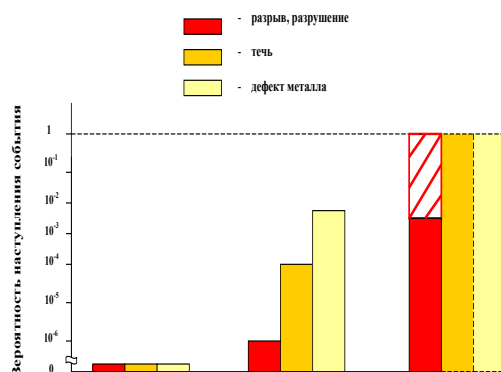


Рисунок 1. Вероятность наступления события разрушение, течь или недопустимый дефект металла на АЭС в соответствии с нормативными требованиями и в действительности [5].

вероятности событий: разрушение, течь или дефект металла для хотя бы одного из всех находящихся в эксплуатации однотипных элементов АЭС за весь проектный срок эксплуатации.

Можно утверждать, что уровень прочностной надежности современных технических объектов по критерию сопротивления разрушению находится на уровне $10 \cdot 10^{-3}$ (событие в год).

Приемлемый на сегодня уровень надежности современных потенциально опасных объектов характеризуется вероятностью разрушения примерно от $1 \cdot 10^{-6}$ до $1 \cdot 10^{-7}$ (событие в год) [5]. Указанная величина соответствует так называемой фоновой безопасности для человека, то есть это вероятность погибнуть для человека по причине, не связанной с производством, например, от молнии при грозе.

2) *Невозможность во многих случаях правильно диагностировать причины поврежденных элементов технических объектов, выявленных во время эксплуатации* [6, 15].

Это приводит, как правило, к неэффективным и затратным мероприятиям по предупреждению подобных повреждений, к большим убыткам из-за простоев технических объектов во внеплановых ремонтах. Решение таких задач нередко растягивается на многие годы, и даже десятилетия (например, проблема целостности теплообменных трубок парогенераторов АЭС на западе без особого успеха решается уже около трех десятилетий). На недопустимость на АЭС повторяющихся дефектов неоднократно указывал Ростехнадзор.

3) *Высокая стоимость работ, выполняемых на технических объектах во время их эксплуатации для обеспечения ресурса и надежности.* По ряду оценок, эти затраты составляют не менее половины затрат на эксплуатацию, а по данным ЭДФ – 60% от стоимости эксплуатации [6].

4) *Недостаточная эффективность работ, выполняемых для обеспечения надежности элементов технических систем.* Это прежде всего относится к неразрушающему дефектоскопическому контролю металла, достоверность которого по данным программ PISC [7] существенно ниже 100% даже для дефектов, значительно превышающие допустимые в эксплуатации, а для дефектов, допустимых в изготовлении, этот показатель нередко опускается до 0%. Аналогичные результаты получены применительно к российским АЭС в работе [7].

5) *Отсутствие единой логически обоснованной системы нормативных документов в области прочности и единого логически обоснованного плана их разработки или совершенствования,* что приводит к противоречиям, несоответствиям и пробелам в нормировании, к большому числу

документов, что затрудняет их практическое применение.

6) *Отсутствие единой научной методологии обеспечения прочности, ресурса, надежности и безопасности ОиТ АЭС,* что делает не вполне эффективным применение как уже существующих методов и технологий, так и разработку новых.

7) *Другие недостатки (отсутствие централизованной (размытость) отраслевой системы управления работами в области обеспечения прочности, ресурса, надежности и безопасности, негативное влияние человеческого фактора и отсутствие единой обоснованной программы повышения квалификации, неполная информационная обеспеченность работ)*

Перечисленные недостатки свидетельствуют о кризисных явлениях в науке о прочности и могут быть полностью или частично преодолены на основе Системной концепции обеспечения прочности, ресурса, надежности и безопасности (в дальнейшем – СКП) [8 -10], краткое описание которой дано ниже.

4. СКП – как научная основа прорывной технологии обеспечения прочности, ресурса, надежности и безопасности современных технических объектов.

Различие между существующим и требуемым уровнем прочностной надежности принципиально велико, что требует, по утверждению ряда авторитетных исследователей в области науковедения (наука о закономерностях развития научного знания), существенной перестройки научного знания, в данном случае науки о прочности, вплоть до изменения её основного закона (парадигмы).

Парадигмой современной науки о прочности является концепция допускаемого напряженно-деформированного состояния (НДС). Любой учебник сопромата на первых страницах учит, что напряжения и деформации в конструкциях не должны превышать определенные величины.

Концепция допускаемого НДС отражена во всех нормативных документах в области прочности. Например, в Нормах расчета на прочность ОиТ АЭС (ПНАЭГ-7-002-86 [11]) есть таблицы допускаемых напряжений. АЭС спроектирована таким образом, что напряжения и деформации в её элементах не превышают допустимые значения.

В рамках СКП новая парадигма науки о прочности может быть сформулирована следующим образом:

«Прочность технических объектов, её элементов и материалов обеспечивается системой. Система формируется на основе целевой функции и включает в себя все факторы, оказывающие влияние на прочность. Целевой функцией системы определяется уровень прочностной надежности, который должен быть обеспечен

данной системой. Для достижения уровня прочностной надежности, заданного целевой функцией системы, необходимо применение как системных методов (применяются к системе или её подсистемам), так и традиционных методов исследования и обеспечения прочности».

Новая парадигма науки о прочности не опровергает и не отменяет теории и критерии прочности, разработанные на основе концепции допуссаемого напряженно-деформированного состояния, но включает их только как элемент системы обеспечения прочности.

Опыт организации и проведения работ на АЭС показал, что с использованием системной концепции прочности (СКП), разработанной в рамках новой парадигмы науки о прочности, возможно преодоление кризисных явлений, в том числе существенное повышение прочностной надежности до уровня вероятностей событий, связанных с разрушениями, на уровне $10E-7$ (событие в год) и ниже, а также корректное определять причины повреждений металла и эффективно разрабатывать меры по их предупреждению.

Следует подчеркнуть, СКП и основанные на ней технологии – результат многолетних исследований, выполненных ВНИИАЭС [2, 6 - 10] в содружестве с сотрудниками ИМАШ РАН, РНЦ «Курчатовский институт», НПО «ЦНИИТМАШ», ОКБ «Гидропресс», атомных станций, НВАЭС, БалАЭС, СмаЭС, ЛенАЭС, Запорожской АЭС и ряда организаций отрасли. Многие разработки, выполненные при этом, защищены многочисленными патентами на изобретения. Ниже представлен ряд примеров использования системной технологии для решения актуальных проблем эксплуатации АЭС.

5. Примеры решения актуальных проблем эксплуатации АЭС с использованием СКП.

5.1. *Повышение надежности ОТuК до начала их эксплуатации. Уменьшение числа технологических дефектов до приемлемого уровня [6, 12].*

Результаты решения проблемы на АЭС показаны в таблице 1 для трубопроводов Ду800 КМПЦ блока №3 Смоленской АЭС, который был пущен в эксплуатацию в 1989 году с учетом рекомендаций на основе СКП. Там же показано число выявленных в эксплуатации дефектов и ремонтов на 1 и 2 блоках, пущенных в эксплуатацию по штатной технологии.

Таблица 1. Число выявленных дефектов

	Номера блоков АЭС		
	1	2	3
Число выявленных в эксплуатации дефектов	> 800	> 700	0

5.2. *Повышение надежности ОТuК во время эксплуатации. Прекращение интенсивного роста эксплуатационных дефектов, уменьшение их числа и размеров до приемлемого уровня [6, 9, 13]*

После применения технологии, основанной на СКП, число внеплановых остановов блоков АЭС из за течей в трубках парогенераторов практически прекратилось (рисунок 2).



Рисунок 2. За год до применения СКП число остановов блоков АЭС было 5.

6. Что даст широкомасштабное внедрение СКП в атомной энергетике, в смежных отраслях техники и за рубежом.

Как следует из выше сказанного, широкомасштабное внедрение СКП позволит существенно (на порядки) повысить безопасность потенциально опасных объектов, а также существенно (в разы) снизить затраты на поддержание высокого уровня надежности и безопасности их эксплуатации. Актуальность этих работ подтверждена Указом Президента РФ «О повышении промышленной безопасности» от 06.05.2018г.

Для атомной энергетике, где СКП до сих пор применяли только для решения отдельных задач эксплуатации, широкомасштабное внедрение СКП позволит существенно повысить эффективность системы обеспечения надежности и безопасности АЭС и получить экономический эффект до 20 млрд. рублей в год.

Что позволяет СКП.

1. Обеспечивать надежность и безопасность эксплуатации элементов современной техники на принципиально более высоком уровне, в том числе обеспечить нулевую вероятность их разрушения.
2. Снизить эксплуатационные затраты до 10 и более процентов за счет оптимизации и снижения до 2 и более раз трудозатрат при контроле технического состояния, техническом обслуживании и ремонте;
3. Повысить выработку продукции до 7 и более процентов за счет

- Повышения надежности механических элементов объекта, в том числе механических элементов электрооборудования.
- Сокращения числа внеплановых остановов;
- Обоснованного сокращения времени (до 2 и более раз) на техническое обслуживание, ремонт и контроль технического состояния механических элементов объектов без снижения их надежности.

3. Снизить вероятность аварий на производстве в 10 и более раз за счет существенного повышения надежности механических элементов объекта, в том числе механических элементов электрооборудования.

4. Обеспечить адекватную оценку технического состояния механических элементов объекта за счет применения системных методов анализа, вероятностных методов оценки надежности механических элементов объекта и их гаммапроцентного ресурса, а также комплексной системы эксплуатационного контроля,

5. Обеспечить корректное определение причин повреждений/разрушений механических элементов объекта за счет применения мощных системных методов анализа причин повреждений.

6. Разработать и обосновать оптимизированные по критериям технической и экономической эффективности технологии ремонта или модернизации оборудования, поврежденного во время его эксплуатации.

7. Выполнить в качестве архитектора сопровождение разработки автоматизированной системы контроля гамма-процентного остаточного ресурса оборудования, трубопроводов и других элементов конструкций.

Большинство методов, технологий и технических средств, разработанных в рамках СКП, а также ряд решенных актуальных задач эксплуатации АЭС, описаны в следующих монографиях.



1. *Не разрушающий контроль и безопасность эксплуатации сосудов и трубопроводов давления.* – М.: Энергоатомиздат, 1997; 287 с.

- Впервые описана количественная связь между качеством изготовления изделия, качеством

неразрушающего контроля и вероятностью разрушения изделия (надежностью).

- Описаны результаты экспериментальных исследований выявляемости несплошностей металла на тест-образцах со скрытыми дефектами и установленные при этом закономерности выявляемости, на основе которых даны рекомендации по повышению качества контроля и надежности изделия.

- Изложена методика расчета допустимых размеров несплошностей металла оборудования и трубопроводов, обнаруженных во время эксплуатации АЭС, приведены примеры практического применения, в том числе в виде норм дефектов Ду800 КМПЦ РБМК-1000, а также результаты для других элементов АЭС, в том числе и для корпусов реакторов ВВЭР-440 и ВВЭР-1000.

- Введены такие понятия как остаточная дефектность изделия, комплексная система эксплуатационного контроля, и другие.

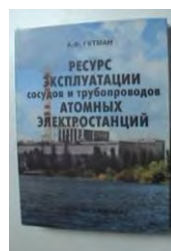
2. *Концепция безопасности «течь перед разрушением» для сосудов и трубопроводов давления.* - М.: Энергоатомиздат, 1999; 290с.

- Впервые наряду с детерминистической технологией обеспечения безопасности эксплуатации трубопроводов давления на основе концепции ТПР (применяется на АЭС западного проекта), разработана вероятностная технология обеспечения безопасности на основе концепции ТПР.

- Вероятностная и детерминистическая технологии применены на практике для главных трубопроводов реакторных установок ВВЭР-440 на 3 и 4 блоках Нововоронежской АЭС и 1 и 2 блоках Кольской АЭС.

- В процессе внедрения указанных технологий надежность по критерию сопротивления разрушению и по критерию сопротивления возникновению течи главных трубопроводов этих реакторов повышена на 4 порядка (в 10000 раз).

- Разработанная и описанная в монографии технология является, по существу, технологией обеспечения свойства неразрушения трубопроводов и сосудов давления.



3. *Ресурс эксплуатации сосудов и трубопроводов атомных электростанций.* – М.: Энергоатомиздат, 2000; 427с.

- Впервые дано описание технологии ресурсного проектирования, стихийно сложившейся в атомной

энергетике, показаны её достоинства и недостатки.

- Описаны технологии, позволяющие устранить или снизить отрицательное влияние недостатков.

- Дана классификация ресурсных задач и даны примеры их решения в зависимости от фактора, приведшего к преждевременному исчерпанию ресурса.

- Впервые подробно описаны мощные системные методы определения причин повреждения элементов оборудования и трубопроводов во время их эксплуатации (без чего нельзя корректно определять остаточный ресурс) и показана их высокая эффективность на примере анализа причин одновременного разрушения 60 шпилек коллекторов парогенераторов на блоке №1 Ровенской АЭС и разрушения сварных швов коллекторов парогенераторов на ВВЭР-440.

- Описана система автоматизированного контроля остаточного ресурса оборудования и трубопроводов 1 контура ВВЭР-1000 (система САКОР);

- Приведены примеры решения ресурсных задач на АЭС, выполненных под руководством автора (описаны 16 задач), в том числе:

- Оценка остаточного ресурса и обоснование безопасности дальнейшей эксплуатации (до 30 лет) компенсаторов объема при коэффициентах запаса прочности по пределу текучести 0,93 (нормативное значение 1,5) и по пределу прочности 2,06 (нормативное значение 2,6) на блоках 3 и 4 Новоронежской АЭС и блоке 1 Армянской АЭС.
- Оценка остаточного ресурса барботажного бака блока №1 Запарожской АЭС после его перегрузки и повреждения давлением, в 6 раз превысившем рабочее.
- Оценка остаточного ресурса главных трубопроводов ВВЭР-1000 на блоке №1 Южноукраинской АЭС после изменения положения фундаментной плиты реакторного отделения, потребовавшего поворота корпуса реактора до вертикального положения при сваренном полностью первом контуре реакторной установки.
- Определен остаточный ресурс 5-ти корпусов реакторов ВВЭР-1000 по результатам правильно установленных в активной зоне образцов свидетелей типа СТ с трещинами из архивного материала корпусов. Работа выполнена совместно с главным конструктором корпусов «Ижорские заводы».

4. Надежность оборудования и трубопроводов АЭС и оптимизация их жизненного цикла. – М.: Энергоатомиздат, 2010; 423с.

- Изложены методы определения вероятности разрушения элементов конструкций, вероятности возникновения течи и вероятности существования

в конструкции дефектов сплошности металла на различных этапах его жизненного цикла, начиная с момента ввода в эксплуатацию и на момент окончания проектного срока службы.



- Описаны методы повышения надежности элементов конструкций по указанным выше критериям с целью снижения вероятности разрушения, вероятности возникновения течи и вероятности существования дефектов металла до заданного уровня.

- Описаны методы оптимизации эксплуатационных технологий, в том числе неразрушающего контроля, гидравлических испытаний и технического освидетельствования, включая определение оптимальной периодичности неразрушающего контроля, определение условий обеспечения безопасности эксплуатации с учетом режимов гидравлических испытаний на прочность, определение времени сохранения положительного эффекта от гидроиспытаний.

- Эффективность разработанных методов показана на примере решения задачи об обеспечении целостности теплообменных труб парогенераторов АЭС с ВВЭР-440 и ВВЭР-1000

5. Теории и технологии обеспечения прочности технических объектов, М.- С.-Петербург, изд. «Нестор история», 2019г., 630 стр.



Основное содержание монографии – методология и методы Системной Концепции обеспечения Прочности (СКП).

- Показано, как системная методология позволяет ставить задачи прочности и подсказывать пути их

решения, в том числе:

- Описана технология вычленения системы из среды и показана система обеспечения прочности для этапа эксплуатации АЭС;
- На основе хронологического принципа определены требования к исследованиям прочности на этапе эксплуатации АЭС, в том числе показано, что основной метод исследований напряженно-деформированного состояния – натурная тензо- и термометрия, механических свойств – безобразцовые методы на основе методов твердости, расчеты прочности и ресурса – в вероятностном аспекте.
- Определены условия совершенствования системы и повышения надежности оборудования и трубопроводов АЭС.
- И другие.

- Практическая применимость большинства разработок в рамках СКП показана на конкретных примерах, в том числе описан разработанный ВНИИАЭС, ЦНИИТМАШ и НИЦ «Курчатовский институт» нормативный документ «Безопасное увеличение до 8(10) лет периодичности эксплуатационного контроля оборудования и трубопроводов АЭС типа ВВЭР-1000», одобренный к практическому применению на АЭС Ростехнадзором.

Заключение.

Разработана Системная Концепция Прочности (СКП), которая позволяет:

1. Обеспечивать надежность и безопасность эксплуатации элементов современной техники на принципиально более высоком уровне, в том числе обеспечить нулевую вероятность их разрушения,
2. Снизить эксплуатационные затраты за счет оптимизации и снижения трудозатрат при контроле технического состояния, техническом обслуживании и ремонте;
3. Повысить выработку продукции за счет
 - Повышения надежности механических элементов объекта, в том числе механических элементов электрооборудования;
 - Сокращения числа внеплановых остановов;
 - За счет обоснованного сокращения времени на техническое обслуживание, ремонт и контроль технического состояния механических элементов объектов без снижения их надежности.
4. Снизить вероятность аварий на производстве за счет существенного повышения надежности механических элементов объекта, в том числе механических элементов электрооборудования.
5. Обеспечить адекватную оценку технического состояния механических элементов объекта за счет применения системных методов анализа, вероятностных методов оценки надежности механических элементов объекта и их гаммапроцентного ресурса, а также комплексной системы эксплуатационного контроля,
6. Обеспечить корректное определение причин повреждений/разрушений механических элементов объекта за счет применения системных методов анализа причин повреждений.
7. Разработать и обосновать оптимизированные по критериям технической и экономической эффективности технологии ремонта или

модернизации оборудования, поврежденного во время его эксплуатации.

8. Выполнить в качестве архитектора сопровождение разработки автоматизированной системы контроля гамма-процентного остаточного ресурса оборудования, трубопроводов и других элементов конструкций.

1. НП-001-15 Основные положения обеспечения безопасности АЭС.
2. Гетман А.Ф., Концепция безопасности «течь перед разрушением» для сосудов и трубопроводов давления. - М.: Энергоатомиздат, 1999; 290с.
3. АЭС «Михама». Авария 9 августа 2004 года. Япония, о.Хонсю, префектура Фукуи, Izhvestia.ru, 2004; RBC.ru, 2004.
4. Энциклопедия «Машиностроение», том VI-3, М., Машиностроение, 1998г., стр.588.
5. Гетман А.Ф. Прочность атомных электростанций и их ядерная, радиационная и техническая безопасность. В кн.: «АЭС России». Концерн Росэнергоатом, с.163 – 189, 2008г.
6. Гетман А.Ф., Ресурс эксплуатации сосудов и трубопроводов атомных электростанций. – М.: Энергоатомиздат, 2000; 427с.
7. Гетман А.Ф., Козин Ю.Н., Неразрушающий контроль и безопасность эксплуатации сосудов и трубопроводов давления. – М.: Энергоатомиздат, 1997; 287 с.
8. Гетман А.Ф. Системный метод обеспечения прочности оборудования и трубопроводов АЭС во время эксплуатации // Надежность и долговечность машин и сооружений, 1986г., № 10, стр. 5-12.
9. Махутов Н.А., Тутнов А.А., Рязанцев Е.П., Драгунов Ю.Г., Калиберда И.В., Зубченко А.С., Григорьев М.В., Ловчев В.Н., Просвирин А.В., Гетман А.Ф. и др. Системная концепция обеспечения прочности, ресурса, надежности, живучести и безопасности оборудования и трубопроводов АЭС: основные положения, примеры использования, перспективы применения для повышения эффективности атомной энергетики. В кн.: «60 лет атомной промышленности. АЭС России», М., Росэнергоатом, 2006г., с.373 – 402.
10. Гетман А.Ф. Теории и технологии обеспечения прочности технических объектов, 2018г., 630 стр. (Труды ВНИИАЭС, в печати в издательстве «Инновационное машиностроение»).
11. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов АЭУ, ПНАЭГ-8-002-86. М., Металлургиздат, 1989г., 524 с.
12. Гетман А.Ф., Михальчук А.В. «Теория и практика применения усиленного неразрушающего контроля оборудования и трубопроводов реакторной установки до начала её эксплуатации», Доклад на международной конференции по пусконаладочным работам на АЭС, МНТК-14, Москва, Концерн «Росэнергоатом», май 2014г.
13. Аркадов Г.В., Гетман А.Ф., Родионов А.Н., Надежность оборудования и трубопроводов и оптимизация эксплуатации АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 2010; 423с.
14. Технический документ АО «ВНИИАЭС»: «Методология безопасного увеличения периодичности эксплуатационного контроля ОиТ АЭС с РУ типа ВВЭР-1000», одобрен Ростехнадзором, 2013 г.
15. Гетман А.Ф. Методология и методы решения обратных задач прочности. Международная конференция «Ресурс-2012», Труды конференции, Киев, ИПШ НАН Украины, 2012г.
16. Указ Президента РФ «О повышении промышленной безопасности» от 06.05.2018г.

ПРЕЦИЗИОННЫЙ МЕХАНИЗМ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ ДЛЯ МИКРОПЕРЕМЕЩЕНИЙ ОБЪЕКТОВ В НАНОДИАПАЗОНЕ

В.А. Глазунов, Н.А. Серков, А.В. Орлов, А.К. Алешин, Г.В. Рашоян,
С.А. Скворцов, К.А. Шалюхин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; , pcworlov@gmail.com

Представлены результаты исследования прецизионного механизма параллельной структуры для микроперемещений, построенного с применением упругих шарниров и пьезодвигателей. Рассмотрены кинематические схемы двух вариантов механизма параллельной структуры для микроперемещений. Описана конструкция экспериментальной установки и результаты измерений в статике и динамике.

Введение.

Применение гибких шарниров для создания сверхточных механизмов имеет почти тридцатилетнюю историю. Уже в работе [1] и ряде других были заложены основные принципы их построения. В 90-х годах XX века подобные механизмы нашли ограниченное практическое применение в микроэлектромеханических устройствах (МЭМС), туннельных микроскопах и т.д., в первую очередь из-за отсутствия люфтов, шума, трения (а значит и смазки) и их компактности. Однако только в последнее десятилетие прогресс микроэлектроники и лазерной техники делает востребованным появление микроманипуляторов, использующихся в различных областях, например в микробиологии при операциях с клетками, микроэлектронике в процессах сборки микролинз на кристалле [2] и др. Примерно в это же время стало все шире распространяться оборудование для нанобработки [3]. Для этих целей стали всё больше применяться механизмы с параллельной структурой, обладающие по сравнению с последовательной повышенной компактностью.

Первый вариант механизма (рис. 1).

На рис. 1. представлена кинематическая схема первого варианта механизма с параллельной структурой для нанопозиционирования [2]. В нем, как и в

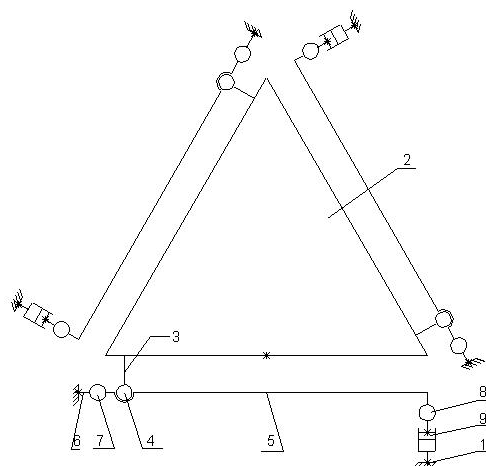


Рис. 1. Кинематическая схема параллельного механизма с тремя степенями свободы. Первый вариант.

установках зарубежных исследователей, описанных в [4-6], в качестве электромеханических преобразователей используются линейные пьезодвигатели, представляющие из себя композицию из некоторого количества (до тысячи и более) пьезокерамических пластин. В нашем случае была использована продукция фирмы «ЭЛПА» с максимальным перемещением около 60 мкм при изменении управляющего напряжения от 0 до 150 В.

Перемещение выходного звена 2 выполняется посредством управления тремя линейными пьезодвигателями. Линейный двигатель 9, жестко закрепленный одним концом с основанием 1, через кинематическую пару 8 воздействует на рычаг 5, опора которого консольно соединена с основанием 1 посредством заделки 6 и упругого шарнира 7, который может поворачиваться относительно своей оси в зависимости от перемещения линейного двигателя 9. При повороте рычага 5 усилие передается через кинематическую пару 4 платформе (выходному звену) 2. Учитывая разность плеча приложения усилий от двигателя 9 к рычагу 5 и плеча передачи усилия от рычага 5 в сторону платформы 2, представляется возможным обеспечение передачи субмикронных перемещений выходному звену, на котором размещается объект. Аналогично действуют два других рычага. Задаваемое сложное перемещение платформы 2 относительно основания 1 достигается совместным действием всех линейных двигателей.

На рис. 2 показан вид сверху на описанный механизм в момент проведения измерений.

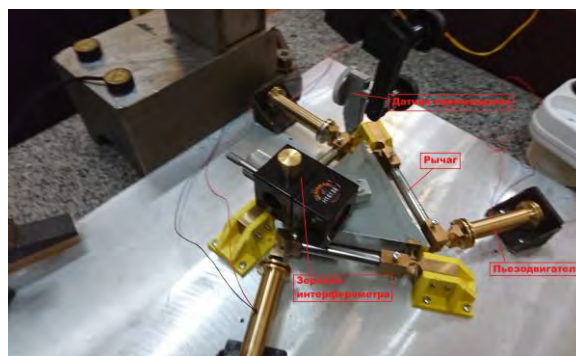


Рис. 2. Общий вид первого варианта механизма.

На рабочей платформе установлено зеркало интер-

ферометра (оптический отражатель), а к входному звену механизма (рис. 1) присоединён датчик перемещений (первоначально – механический, заменен впоследствии на индуктивные).

Для исследования перемещений рабочей платформы был применён интерферометр ф. Renishaw мод. ML-10. Движение на выходе пьезодвигателей (вход механизма рис.1) регистрировались индуктивными датчиками перемещения с максимальным разрешением до 0,01 мкм. На рис. 3 показаны результаты измерения перемещения центра рабочей платформы и точки близкой к вершине платформы в функции положения 1-го входа механизма при росте напряжения на пьезодвигателе.

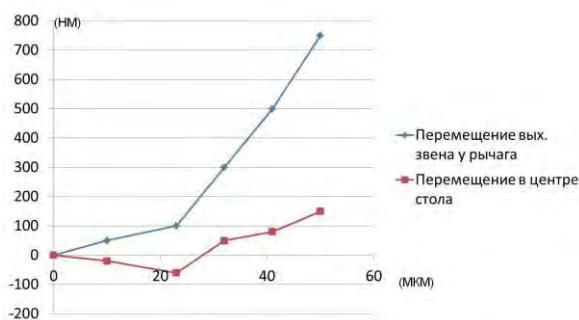


Рис. 3. Перемещение выходного звена (нм) от входного (мкм) при росте напряжения на пьезодвигателе.

Второй вариант механизма (рис. 4).

Анализ результатов исследования первого варианта механизма с параллельной структурой для нанопозиционирования (рис. 1) выявил наличие большой «петли гистерезиса» и наличие эффекта «дотягивания» в процессе позиционирования.

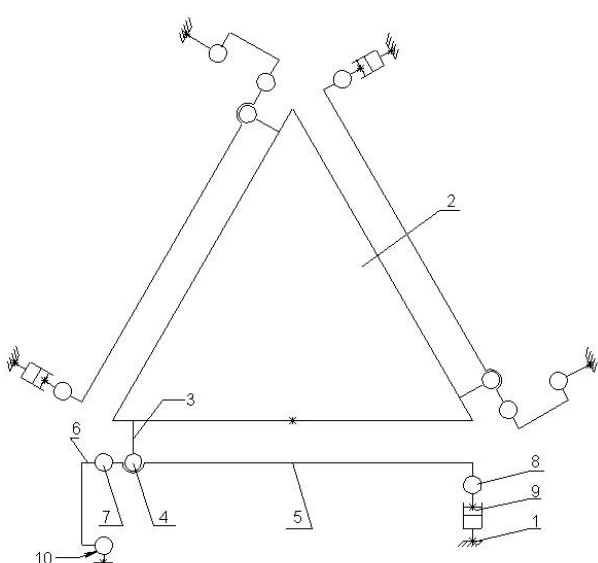


Рис. 4. Кинематическая схема второго варианта манипулятора с дополнительными шарнирами.

Добиться существенного изменения в поведе-

нии манипулятора удалось путем установки в каждом рычаге дополнительного шарнира. Кинематическая схема второго варианта механизма для микроперемещений приведена на рис 4. Все элементы, обозначенные на схеме, сохранили свое функциональное назначение, упомянутое при описании первого варианта механизма. Исключением являются дополнительные шарниры 10.

Существенно изменились зависимости перемещения точек платформы стола от движения пьезодвигателя. На рис. 5 показана, в качестве примера, кривая перемещения точки платформы, расположенной рядом с вершиной треугольника платформы, в функции напряжения на пьезодвигателе.

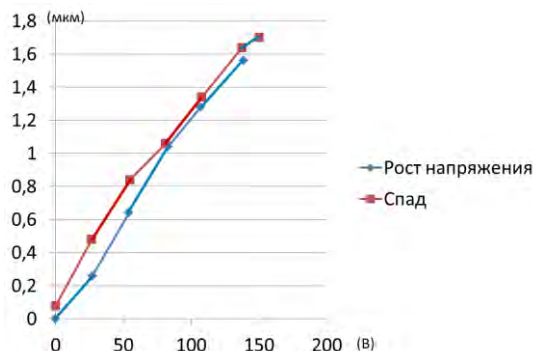


Рис. 5. Перемещение точки стола (рядом с вершиной треугольника платформы) от напряжения на пьезодвигателе.

Экспериментальное исследование в динамическом режиме второго варианта механизма.

Для подачи на пьезодвигатель ступенчатого напряжения $U = 150$ В была собрана специальная управляющая схема на микроконтроллере, подающая сигнал на усилитель напряжения в заданный момент времени, а затем снимающая его. Перемещение центра платформы во времени фиксировалось интерферометром.

На рис. 6 и рис. 7 хорошо видны колебательные процессы в момент завершения фронта или спада управляющего сигнала.

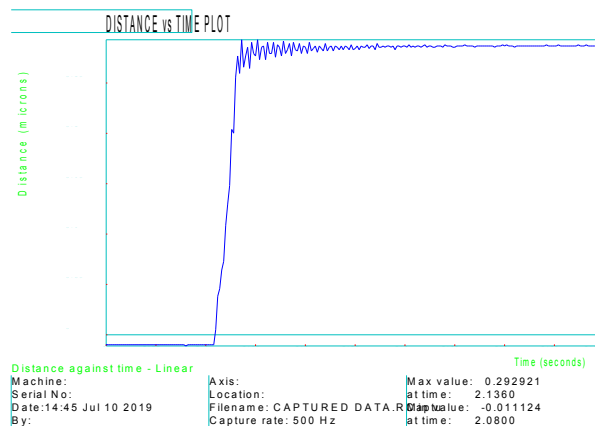


Рис. 6. Перемещение центра стола при подаче ступенчатого напряжения, перемещающего пьезодвигатель на 50 мкм. Длительность фронта составила 0,2 мс.

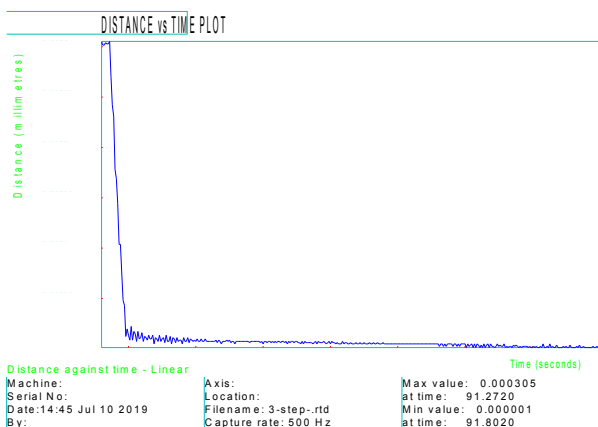


Рис. 7. Перемещение центра стола при скачке напряжения от максимума до нуля. Длительность спада составила 0,22 мс.

Выводы.

1. Экспериментально показана работоспособность механизма и возможность его применения в двухкаскадных устройствах, обладающих, как большой рабочей зоной, так и предельно большим разрешением (передаточное отношение $i = 100-150$ в зависимости от точки на платформе).

2. Исследованный механизм стабильно возвращается в исходное положение при наличии у пьезодвигателя петли гистерезиса.

3. Необходимо продолжить теоретические и экспериментальные исследования прецизионного механизма параллельной структуры для микроперемещений, построенного с применением упругих шарниров и пьезодвигателей.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ (проект № 20-19-00702) Минобрнауки.

1. Крайнев А.Ф., Глазунов В.А., Нагорных В.И. Разработка механизмов параллельной структуры для малых перемещений с упругими изгибными кинематическими парами // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1992, №4, с. 79-86.
2. Алешин А.К., Гаврилина Л.В., Галигерова А.С., Глазунов В.А., Орлов А.В. Прецизионный привод микроперемещений объектов на основе механизмов параллельной структуры. Сборник трудов 4-го московского международного симпозиума «Приводная техника и компоненты машин», Москва, 2018 г.
3. Kim W.-J., Verma S., Shakir H. Design and precision construction of novel magnetic-levitation-based multi-axis nanoscale positioning systems // Precision Engineering 31 (2007) 337–350.
4. Shiou F.-J., Chen C.-J., Liao S.-C., Liou H.-C. Development of a closed-loop micro-/nano-positioning system embedded with a fiber optic interferometer system. Proceedings of ISMTII-2009. Volume 1.
5. Chih-Liang Chu, Hung-Chi Chen, Ming-Han Sie. Development of a XY 3-DOF nanopositioning stage with linear displacement amplification device. MATEC Web Conf. Volume 123, 2017. <https://matec-conferences.org/articles...ref/2017...00006.htm>
6. Chang S.H., Du B.C. A Precision Piezodriven Micropositioner Mechanism with Large Travel Range. Review of Scientific Instruments. 1998, vol. 69, No. 4, pp. 1785-1791.

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАКОПЛЕНИЯ КОНТАКТНО-УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ И ИЗНАШИВАНИЯ

И.Г.Горячева

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; goryache@ipmnet.ru

Усталостный механизм разрушения поверхностных слоев материалов контактирующих поверхностей, проявляющийся в условиях их циклического нагружения, является одним из основных причин выхода из строя подвижных трибосопряжений. В докладе излагаются математические модели, позволяющие описать процессы накопления повреждений и усталостного изнашивания деформируемых тел при разных условиях контактного взаимодействия.

Моделирование накопления повреждений в поверхностном слое материала в условиях его циклического нагружения

При циклическом нагружении поверхности материала, в частности, в условиях контактного взаимодействия с шероховатым контртелом, в подповерхностных слоях материала возникает неоднородное циклически изменяющееся поле внутренних напряжений, приводящее к накоплению в них повреждений. Для моделирования этого процесса вводится положительная неубывающая во времени функция $Q(M, t)$, характеризующая меру повреждения материала в точке M и зависящая от амплитудных значений напряжений в рассматриваемой точке [1]. В условиях сложного напряженного состояния скорость изменения во времени этой функции обычно связывают со значениями эквивалентных напряжений (максимальных касательных, растягивающих и т.д.), ответственных за рассматриваемый вид разрушения [2,3].

Разрушение наступает в момент времени t^* , когда функция поврежденности $Q(M, t)$ достигнет заданного порогового значения Q^* . Такой подход применим к исследованию как усталостного изнашивания, так и зарождения контактно-усталостной трещины в подповерхностных слоях материала.

Моделирование усталостного изнашивания типа отслаивания поверхностных слоев материала

Рассмотрим изнашивание упругого полупространства жестким шероховатым телом, неровности которого моделируются сферическими выступами одинакового радиуса R . В этом случае амплитудные значения внутренних напряжений будут функциями расстояния z от поверхности полупространства. Будем считать, что скорость накопления повреждений $q(z, t) = \partial Q(z, t) / \partial t$ для рассматриваемой модели определяется только величиной амплитудных значений максимальных касательных напряжений и описывается степенной функцией вида:

$$q(z, P) = q_0 \left(\frac{\Delta \tau_{\max}(z, P)}{\tau_*} \right)^N \quad (1)$$

Здесь $\Delta \tau_{\max}(z, P)$ - амплитудное значение максимальных касательных напряжений на расстоянии z от поверхности тела при действии на отдельную неровность нормальной силы P . Значения q_0 , τ^* и N определяются экспериментально из испытаний на фрикционную усталость.

В случае пренебрежения силами трения между неровностями и упругим полупространством, а также взаимным влиянием неровностей, функция $\Delta \tau_{\max}(z, P)$ вычисляется аналитически [1]. Эта функция является немонотонной и имеет максимум на глубине $z_1 = 0,48a$, где $a(P)$ - радиус единичного пятна контакта. Кроме того, она удовлетворяет условию $\lim_{z \rightarrow \infty} q(z, P) = 0$, т.е. поврежденность материала исчезает на бесконечности. В силу немонотонности функции $q(z, P)$ (1) первый акт усталостного разрушения наступит через время t_1 , определяемое из условия $q(z_1, P)t_1 = Q^*$, при этом произойдет отделение слоя толщиной z_1 . Время t_1 определяет инкубационный период до начала разрушения. В последующие моменты времени в контакт вступают уже поврежденные слои материала, которые будут по-прежнему подвергнуты циклически меняющемуся полю напряжений от взаимодействия с рассматриваемой системой неровностей. Характерный вид безразмерной функции $Q(\zeta, t) / Q^*$ ($\zeta = z / a(P)$), описывающей поврежденность упругого полупространства в разные моменты времени при скольжении по нему жесткого тела, обладающего микрорельефом, приведена на рис.1. Анализ этой функции показывает, что весь процесс разрушения поверхностных слоев материала для исследуемой модели можно разделить на следующие стадии: инкубационный период, при котором происходит накопление поврежденности в упругом теле, а затем отслаивание с последующим протеканием непрерывного поверхностного изна-

шивания до следующего акта отслаивания.

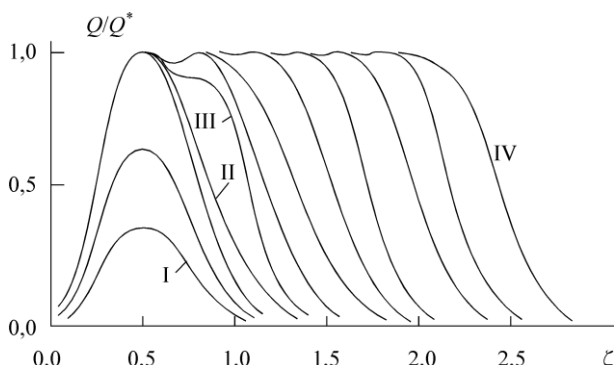


Рис.1 Эволюция функции поврежденности при изнашивании под действием постоянной нагрузки ($N = 5$)

На рис.1 показан характерный вид функции поврежденности на разных этапах процесса разрушения. Так, кривая I соответствует инкубационному периоду, кривая II – наступившему после отслаивания поверхностному износу, кривая III - возникновению перегиба функции поврежденности вследствие немонотонности функции $q(z, P)$. В конечном счете процесс выходит на стационарный режим (кривая IV), при котором имеет место лишь протекающее с постоянной скоростью поверхностное изнашивание. На количество актов отслаивания существенно влияет показатель степени N в (1): с увеличением этого показателя количество актов подповерхностного разрушения увеличивается, при этом толщина отделяемого слоя уменьшается со временем [4].

Анализ влияния характера изменения во времени действующей на отдельные пятна контакта нагрузки $P(t)$ (например, при случайном распределении неровностей по высоте) показал, что в этом случае подповерхностное разрушение не прекращается и чередуется с поверхностным изнашиванием, при этом моменты его возникновения связаны с большими скачками функции $P(t)$ [1,4].

Модели усталостного изнашивания типа отслаивания упругих тел с покрытиями изложены в работах [5,6].

Модель изнашивания двух шероховатых поверхностей

Изучим процесс разрушения двух упругих тел, форма контактирующих поверхностей которых описывается периодическими функциями $f_1(x)$ и $f_2(x)$, представимыми рядами Фурье вида:

$$f_i(x) = \sum_{j=1}^n C_{ij} \cos(\omega_j x + \psi_j), \quad i = 1, 2$$

при их относительных перемещениях в направлении оси Ox . Считается, что при таком движении все

исследуемые функции не зависят от координаты y , направленной перпендикулярно плоскости xOz (ось Oz направлена вертикально вниз). Для описания процесса накопления поврежденности используем термокинетическую модель [7], в которой скорость накопления повреждений задается соотношением:

$$q(x, z, t) = \frac{1}{\tau_*} \exp\left(-\frac{U - \gamma \sigma(x, z, t)}{kT(x, z, t)}\right) \quad (2)$$

Здесь U - энергия активации, τ_* и γ - характеристики материала, k - постоянная Больцмана, $\sigma(x, z, t)$ - характеристика поля напряжений в точке (x, z) в момент времени t , $T(x, z, t)$ - распределение температур в поверхностном слое материала. Выбор функции $\sigma(x, z, t)$ зависит от типа разрушения материалов.

Расчет функции поврежденности подповерхностных слоев контактирующих тел состоит из следующих этапов [1,8]:

- расчет контактных напряжений при различных взаимных положениях контактирующих тел;
- расчет внутренних напряжений, соответствующих вычисленным контактным давлениям;
- расчет температурного поля с использованием уравнений теплопроводности при рассчитанном на основе решения контактной задачи потоке тепла с поверхностей и заданных коэффициентах разделения тепловых потоков, коэффициентах теплопроводности и коэффициентах трения;

- расчет скорости накопления поврежденности в каждой точке материала по формуле (2).

Заметим, что если форма поверхности одного из тел плоская, функция поврежденности в этом теле будет зависеть только от координаты z , процесс разрушения будет иметь характер отслаивания (как в модели, рассмотренной в предыдущей части).

После расчета функции поврежденности и анализа выполнимости условия достижения ею порогового значения необходимо описать отделение частицы с поверхности при неоднородном поле повреждений в подповерхностном слое. Такая модель, основанная на предположении, что трещина развивается мгновенно, а направление ее развития определяется направлением минимального убывания накопленной поврежденности, изложена в [8].

Произведенные в рамках этой модели расчеты позволили описать кинетику процесса усталостного изнашивания шероховатой поверхности и определить его характеристики: скорость износа, размер и форму отделившихся с поверхности частиц материала в разные моменты времени, изменение микрогеометрии поверхности, эволюцию контактных давлений. На рис.2 приведена зависимость объемного износа W от времени (выраженных в условных единицах) для двух различных значений коэффициента разделения тепловых потоков K . Результаты

расчетов показали, что в случае отсутствия теплового потока в рассматриваемый материал (кривая 2) продолжительность инкубационного периода больше, износ меньше и происходит в большей степени за счет отделения более крупных фрагментов, что приводит к возникновению более шероховатой поверхности в процессе изнашивания.

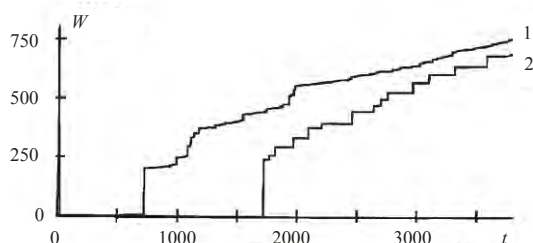


Рис.2 Зависимость объемного износа от времени (в безразмерных единицах) при $\mu = 0,2$ и $K = 1(1)$, $K = 2(2)$

Результаты моделирования показывают [1,4,8], что изнашивание может привести как к росту шероховатости, так и к относительному сглаживанию поверхностного рельефа; увеличение коэффициента трения μ приводит к увеличению интенсивности изнашивания и уменьшению размера отделяющихся фрагментов; увеличение нагрузки приводит к росту интенсивности изнашивания, при этом размер частиц увеличивается, если тепловыделение отсутствует или его роль незначительна; в противном случае размер частиц уменьшается за счет интенсивного нагрева поверхностных слоев материала.

Общими характеристиками усталостного изнашивания, выявленными во всех моделях, является существование инкубационного периода процесса, возможность одновременного протекания непрерывного поверхностного изнашивания и отделения фрагментов конечных размеров при одном заложенном в модели механизме, определяющем разрушение материала; наличие при определенных условиях стационарного режима изнашивания.

Моделирование накопления усталостных повреждений в условиях трения качения

Накопление контактно-усталостных повреждений является одной из основных причин разрушения поверхностных слоев контактирующих тел в условиях трения качения [9], причем этот процесс определяется как прочностными свойствами материала, так и напряженным состоянием поверхностных слоев. Для расчета напряженного состояния поверхностных слоев материала в условиях трения качения в [10] предложен подход, основанный на использовании решения Картера [11] контактной задачи в плоской постановке о качении с проскальзыванием упругих тел из одинаковых материалов. Рассчитанные контактные нормальные и касательные напряжения были использованы при расчете внутренних напряжений. Скорость накопления повреждений связывалась с амплитудными значениями макси-

мальных касательных напряжений внутри упругого полупространства. При расчетах изучалось также влияние на скорость накопления поврежденности остаточных напряжений, возникающих в материале при применении к нему различных методов поверхностной обработки и упрочнения его поверхностных слоев.

На примере расчета процесса накопления контактно-усталостных повреждений в рельсовой стали показано [10], что растягивающие остаточные напряжения увеличивают время до инициации контактно-усталостной трещины.

Разработанный подход к исследованию накопления контактно-усталостных повреждений и усталостного изнашивания элементов трибоспройжений может быть использован также для анализа разрушения поверхностей неоднородных тел, в том числе композиционных материалов, в условиях фрикционного взаимодействия.

Работа выполнена при поддержке РФФ (проект № 19-19-00548)

1. Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия. М.: Наука. 2001. 478 с.
2. Коллинз Д. Повреждения материалов и конструкций.: Анализ, предсказание, предотвращение. М.: Мир. 1984. 624с.
3. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев.: Наук.думка. 1976. 415с.
4. Горячева И.Г., Чекина О.Г. Модель усталостного разрушения поверхностей. // Трение и износ. 1990. Т.11. №3. С1-11
5. Goryacheva I.G., Torskaya E.V. Modeling of fatigue wear of a two-layered elastic half-space in contact with periodic system of indenters // Wear. 2010. V. 268. № 11–12. P. 1417-1422
6. Торская Е.В. Моделирование усталостного изнашивания тел с покрытиями при фрикционном нагружении // Физическая мезомеханика. 2016. № 1. С. 68–74
7. Регель Р.В., Слуцкер А.И., Томашевский Э.Е. Кинетическая природа прочности твердых тел. М.Наука. 1974. 560с.
8. Чекина О.Г. Моделирование разрушения приповерхностных слоев при контактировании шероховатых тел.// Прочность и пластичность. М.: Наука. 1996. Т.1.С.186-191
9. Горячева И.Г., Добычин М.Н., Торская Е.В. Моделирование условий образования контактно-усталостных повреждений поверхности катания. В книге «Контактно-усталостные повреждения колес грузовых вагонов» под. ред. С.М.Захарова. М.: Интекст, 2004, С. 58-97.
10. Горячева И.Г., Торская Е.В. Моделирование накопления контактно-усталостных повреждений в условиях трения качения при наличии остаточных напряжений.//Трение и износ, 2019, Т. 40, №1 С.45-51
11. Carter F. W. On the Action of a Locomotive Driving Wheel // Proc. Roy. Soc. London A. — 1926 (112), 151—157

АНАЛИЗ ОТКАЗОВ И РАЗРАБОТКА МЕТОДА ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ЗУБЧАТЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ

Гриб В.В., Маренков И.Г.

Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ) Москва, Россия

Надежность и долговечность зубчатого зацепления в настоящее время является одной из важнейших проблем. Эти параметры напрямую влияют на работоспособность всего агрегата. Снижение работоспособности зубчатого зацепления может происходить по следующим причинам [1]:

- погрешность при изготовлении зубчатого колеса, эвольвента получается не идеальной формы;
- прогиб валов под нагрузкой, приводит к смещению пятна контакта;
- неточность при сборке зубчатых колес и валов.

Основными видами разрушения зубчатого колеса являются:

- выкрашивание рабочих поверхностей;
- изнашивание;
- заедание;
- поломка зуба.

Существует множество способов увеличения надежности и долговечности зубчатого зацепления. К таким способам можно отнести:

- работа над материалами зубчатого колеса и последующей термообработкой;
- на этапе проектирования необходимо учитывать возможные погрешности и при помощи геометрии зубчатого зацепления минимизировать их влияние.

Мы рассмотрим способ, которым оптимизируют пятно контакта зубчатого зацепления. Целью работы является решение проблемы оптимизации пятна контакта зубчатых передач.

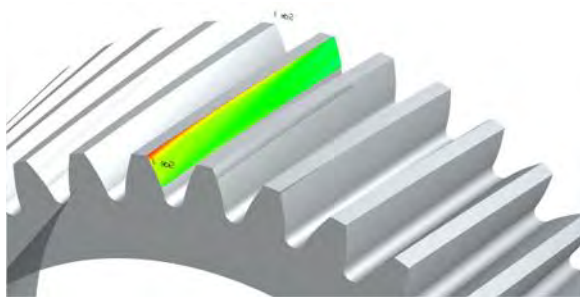


Рис. 1.

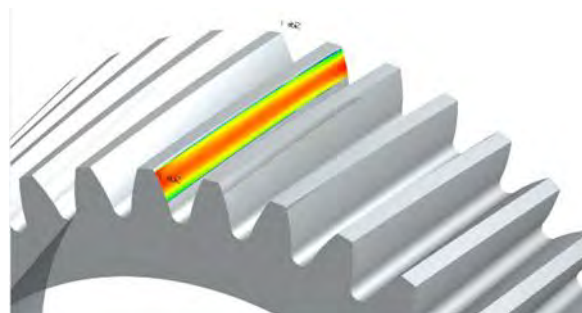


Рис. 2.

Однако при такой модификации остаются концентраторы напряжений на краях зуба,

Введение.

Оптимизация пятна контакта позволяет увеличить долговечность работы зубчатого зацепления. Модификация зуба позволяет обезопасить головку зуба от преждевременного механического разрушения, что увеличивает долговечность зубчатого зацепления. Долговечность работы зубчатого зацепления является одним из важных критериев работы любого узла. Поэтому решение этой проблемы является актуальной задачей на сегодняшний день.

Для увеличения прочности необходимо снижать динамическую нагрузку. Одним из способов ее снижения является применение профильной модификации зуба, которая до некоторой степени снижает действие ошибок изготовления и сборки, а также повышает плавность работы передачи.

Распределение напряжений на зубчатом колесе без модификаций, при учете всех погрешностей, перечисленных выше, показано на рис. 1.

Исследование влияния модификаций зубьев.

Высотная модификация (отклонение от эвольвенты) служит для снижения контактного шока, когда зубья входят в зацепление. Для профиля зуба чаще всего применяется дугообразная модификация головки и ножки. Эта модификация позволяет не допустить пятно контакта на верхнюю кромку зуба (рис.1). Дугообразная модификация помогает переместить активную поверхность напряжения в тело зуба (рис.2).

которые возникают из-за прогиба валов [2]. Перекос валов можно рассчитать вручную или

можно воспользоваться программным ресурсом KISSsys (рис.3). KISSsys это системная надстройка к KISSsoft, которая обеспечивает пользователю возможность расчета редукторов в сборке [3]. При этом одновременно проводится анализ всех зубчатых колес, валов и подшипников. В графическом редакторе валов геометрия одного или нескольких валов, включая пазы, может быть введена пользователем или же считана из файла DXF. В качестве подшипников можно задать как подшипники качения, так и подшипники общего вида, при этом можно легко работать и со сложными опорами. Нагрузки определяются либо классическим способом, посредством задания сил и моментов, либо непосредственно с помощью силовых элементов (цилиндрические, конические зубчатые колеса и т.п.). На базе этого рассчитываются упругая линия

при изгибе и кривые моментов, а также усилия на опорах.

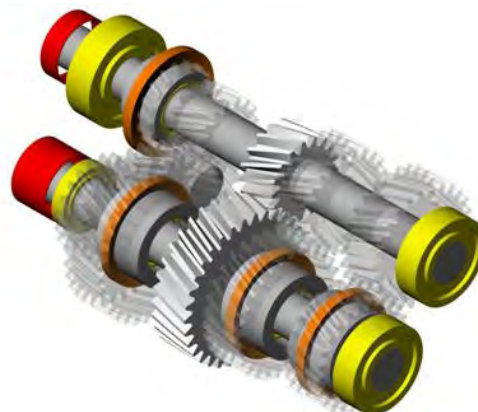


Рис. 3.

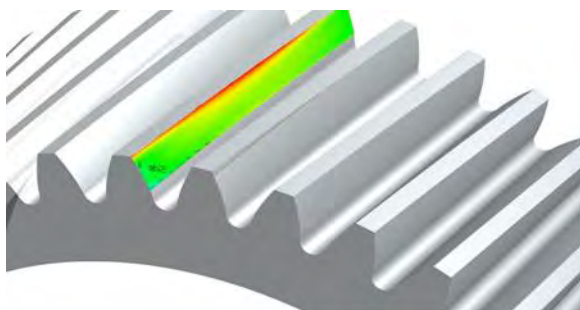


Рис. 4.

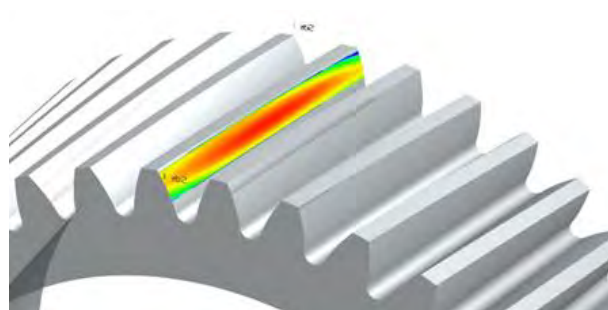


Рис.5

Получив значение прогиба вала, можно приступить к выбору модификации линии зуба. Для линии зуба чаще всего применяют бочкообразную модификацию. Эта модификация позволяет убрать концентраторы напряжений с кромок в центральную часть тела зуба (рис.4), что в свою очередь предотвращает повреждения боковых поверхностей зуба и не допускает образование сколов на них.

На практике применяют модификации профиля и линии зуба совместно для того, чтобы добиться наилучшего результата повышения долговечности зубчатого зацепления (рис.5). Применения этих модификаций совместно позволяет снизить контактный шок, а также компенсировать прогиб валов.

Заключение.

Этот метод является перспективным и не требующим больших трудозатрат, хотя в свою очередь позволяет увеличить срок службы зубчатого зацепления и всего агрегата. Изучение этого метода позволит получить большую экономическую выгоду от работы любого агрегата с применением зубчатого зацепления.

1. Кудрявцев В.Н. Упрощенные расчеты зубчатых передач, Л.: Машиностроение, 1967. 112с.
2. Колчин Н.И. Зубчатые и червячные передачи. Некоторые вопросы геометрии, кинематики, динамики, расчёта и производства, Л.: "Машиностроение", 1974. 352с.
3. Уильям Марк МакВи Kisoft Программа для проектирования, оптимизации и проверочного расчета деталей машин – Нью-Йорк, 2012. 20с.

АНАЛИЗ ВОЗМОЖНЫХ ПОДХОДОВ К РАССМОТРЕНИЮ НАГРУЖЕННОСТИ В СЛУЧАЕ УЗКОПОЛОСНОГО СЛУЧАЙНОГО ПРОЦЕССА. МЕТОД ПОЛУВОЛН.

Т.П. Грызлова¹, А.В. Ерпалов², И.В. Гадолина³, Е.В. Плотников³, А.А. Мартыненко⁴

¹Рыбинский государственный авиационный технический университет им. П. А. Соловьева, Рыбинск, Россия

²Южно-Уральский университет, Челябинск, Россия

³Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; gadoлина@mail.ru

⁴Московское Высшее Общеобразовательное Командное Училище, Москва, Россия

В статье обсуждаются различные подходы к рассмотрению информации о нагруженности узкополосного случайного процесса (процесса с простой структурой), рассмотрены сферы их применения. Специально для процессов такого типа разработан метод схематизации – «метод полувольт», который помимо прочего, предполагает регистрацию полупериодов, соответствующих амплитудам полувольт – полуразмахов.

Цель

Проанализировать области возможного применения методов схематизации (метода дождя) и спектральных методов. Очертить предпочтительные области применения этих двух подходов.

Введение

Традиционно существуют области науки, где для оценки долговечности не обойтись без частотного анализа (расчет сейсмической прочности, оценка долговечности миниатюрных изделий при вибрациях, учет параллельных воздействий на узлы машины, оценка на этапе проектирования). Успех в решении этих и некоторых других задач вдохновил ученых на идею о применении спектральных методов там, где их применение не является оправданным – а именно, для изделий машиностроения, на которых уже проведена регистрация случайного процесса нагружения.

Для оценки долговечности при нерегулярном (т.е. отличным от синусоидального) нагружения применяются гипотезы суммирования усталостных повреждений. [1]. В большинстве случаев (но не во всех – см. [2]) необходимым условием их применения являются методы схематизации. Наиболее универсальным (т.е. подходящим ко всем типам случайных процессов) является метод дождя или его аналоги [1]. Последний имеет несколько разновидностей, подходит для процессов разных типов и имеет четкий физический смысл (замкнутые петли гистерезиса ϵ - σ).

Ученые, настаивающие на целесообразности применения спектральных методов на стадии пост-процессинг (т.е. когда по крайней мере опытный образец существует) приводят два основных аргумента [3]. Цианетти [4] рекомендует применение спектральных методов для сокращения времени вычислений. Бенашутти [5] напирал на то, что спектральные методы более полно отражают вероятностный характер нагружения. Любопытным представляется тот факт, что почти все разработчики спектральных методов используют метод дождя как истину в последней инстанции: совпало – хорошо, не совпало – плохо [6].

Методы

В статье рассмотрено несколько подходов к решению задачи оценки нагруженности узкополосного случайного процесса.

1. Схематизация по методу дождя [1] и по методу полувольт [7];

2. Спектральную теорию случайных процессов и теорию выбросов Райса [1];

3. Использование для расчетов кривой усталости, построенной для СКО процесса [2].

Методы схематизации для оценки нагрузочного действия процессов применяются с середины прошлого века и широко распространены (подход 1). Известны и применяются методы экстремумов, размахов, дождя. Несмотря на то, что данная тема хорошо изучена, мы рискуем предложить еще один метод:

Метод полувольт

Для схематизации процесса с простой структурой (один экстремум - одно пересечение среднего уровня [1]) в данной статье предполагается использовать метод полувольт [7]. Данный метод (HW-анализ) уже показал свою полезность при диагностике авиационных подшипников. На Рис.1 поясняется алгоритм выделения полувольт по выборочному случайному процессу.

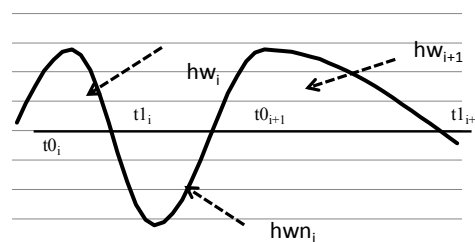


Рис. 1. Схема выделения полувольт процесса

На рис. 1 hw_i – положительная полувольт, начинающаяся в момент дискретного времени $t0_i$ и заканчивающаяся в момент времени $t1_i$. В момент времени

$$t0_{n_i} = t1_i - 1$$

начинается отрицательная полувольт hwn_i , которая заканчивается в момент дискретного времени

$$t1_{n_i} = t0_{i+1} - 1$$

В результате сигнал представлен как последовательная конкатенация положительных и отрицательных полуволн, которые можно рассматривать как множества циклически повторяющихся элементов с одним экстремумом.

$$HW^+ = \{hw_i\}, HW^- = \{hwn_i\}$$

С целью анализа физических особенностей случайного процесса был проведен анализ корреляции амплитуд полуволн с соответствующими им полупериодами ($hw_i \sim ti$). На примере реализации напряжений кручения в в детали подвижного состава [8] показана корреляционная связь данных случайных величин. Анализ нагруженности транспортной машины был осуществлен в [9]. Судя по рисунку, а также с применением статистических методов оценки, можно констатировать, что корреляция присутствует. Данный факт предполагается использовать в дальнейшем при создании метода «редикретизации» процесса.

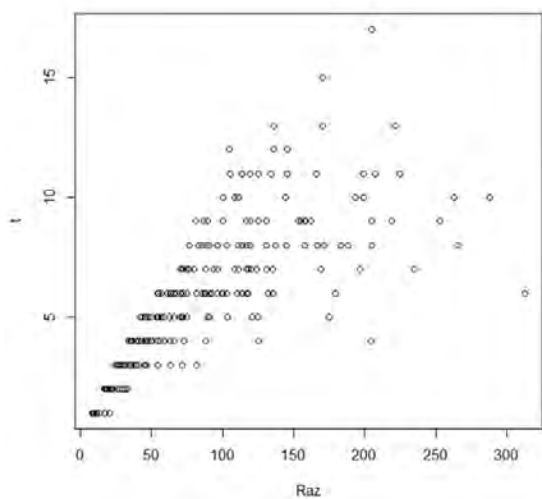


Рис. 2. Поле корреляции полуразмахов (полувольт) Raz и полупериодов t

Хотя по описанию и по численному результату метод полувольт напоминает метод экстремумов [1], его преимуществом является фиксация полупериода t [с] в процессе обработки, что в дальнейшем предполагается использовать для поиска связи между двумя противоположным подходами, а именно, использованием спектральных методов и методов схематизации. Для процессов с простой структурой, которые составили предмет исследования данной статьи, метод полувольт дает результат, совпадающий с результатом, полученным по методу дождя (см. Рис. 3). Ядерная (непараметрическая) оценка распределений амплитуд по данным двум методам показана на Рис. 3, где штриховая линия соответствует схематизации по методу дождя.

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ АМПЛИТУД

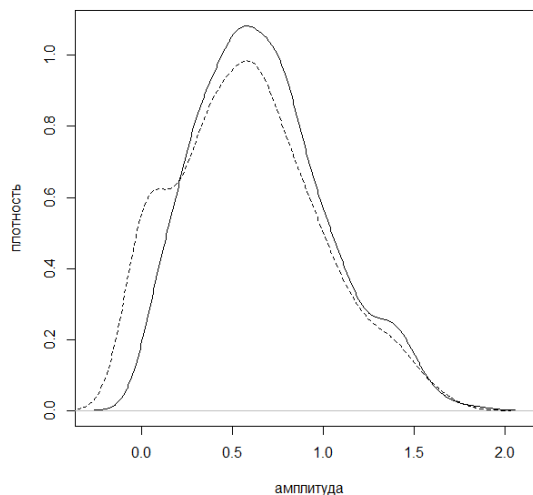


Рис. 3. Распределения амплитуд для узкополосного процесса по методу полувольт и по методу дождя (штриховая линия)

Для исследованного процесса распределение амплитуд полувольт и амплитуд, выделенных по методу дождя, отличается незначительно (Рис.3). Данный факт объясняется тем, что рассматриваемый процесс близок к узкополосному, $I = 0,91$. Для процессов такой структуры различные методы схематизации дают приблизительно одинаковый результат.

Материалы

Для сравнения методов были использованы экспериментальные результаты, полученные ранее [2]. На оригинальном стенде испытывались образцы из сплава алюминия АМг-6. Испытания проводились при гармоническом и случайном узкополосном нагружении. Медианная кривая усталости при симметричном гармоническом нагружении была оценена как

$$\lg(N) = 12,983 - 3,675 \lg(S - 32),$$

где N – медианное число циклов до разрушения; S – амплитуда напряжений, МПа.

Следующим этапом испытаний явилось исследование долговечности при случайном нагружении. Пример реализации случайного процесса в безразмерном виде показан на Рис.4.

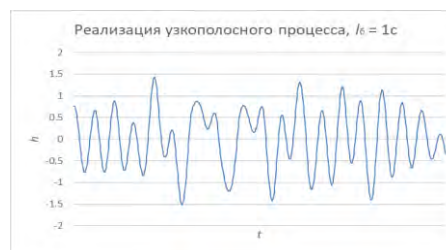


Рис. 4. Отрезок реализации узкополосного процесса

Спектральная плотность данного случайного процесса показана на Рис.5:

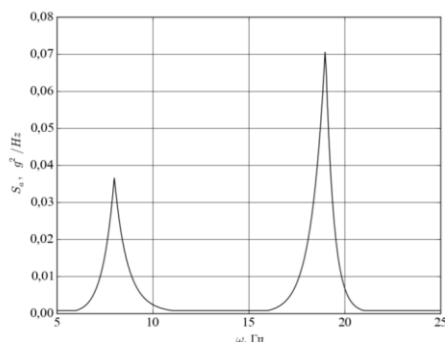


Рис. 5. Спектральная плотность процесса

Обсуждение

Согласно подходу №2 для оценки плотности вероятности максимумов нормального стационарного процесса можно применить формулу Райса [1], которая выражается через безразмерные величины h и v , которые, свою очередь, выводятся путем интегрирования спектральных плотностей процесса (Рис.5).

Переводя безразмерную ординату h в размерность напряжений, далее, с использованием уравнения кривой усталости для образца или детали, производится оценка долговечности в единицах эффективной частоты N_0 , которая также выводится из спектральных плотностей (Рис.5).

Согласно подходу №3, не требуется проводить схематизацию случайного процесса, поскольку оценка повреждающего воздействия процессов (в частности, усугубляющее ситуацию влияние положительной асимметрии нагружения) производится по сопоставлению СКО процессов. На Рис. 6 приводятся вторичные кривые усталости (Gassner curves), полученные при испытаниях при случайных процессах. Данная экспериментальная информация чрезвычайно важна в решении проблемы выбора оптимального способа рассмотрения нагруженности в задаче оценки долговечности.

Выводы

Обсуждаются основные подходы (три) к оценке долговечности узкополосного процесса - процесса с простой структурой.

Поскольку свойство усталости в большей степени определяется величинами амплитуд напряжений и числом их повторений, нежели теми частотами, на которых осуществляется нагружение, применение методов, основанных на спектральной плотности, нуждается в дополнительном обосновании.

Кривая усталости, построенная в координатах СКО - число циклов содержит весьма ценную информацию, позволяющую при условии подробной регистрации нагрузочных процессов осуществлять детальный анализ применимости разных методов оценки долговечности.

Предложен новый метод схематизации – метод полуолн (аналог метода экстремумов, но с регистрацией полупериодов).

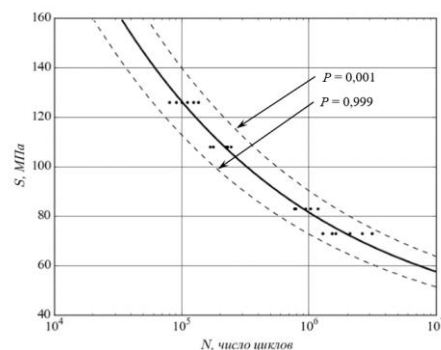


Рис. 6. Вторичные кривые усталости при испытании на разных уровнях узкополосного процесса [2]

1. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях переменных во времени. М., Машиностроение, 1993. 364 с.
2. Erpalov, A.V. Fatigue-based Classification of Loading Processes / A.V. Erpalov, L.A. Shefer //Procedia Engineering 2nd International Conference on Industrial Engineering (ICIE-2016) Volume 150, 2016.–2016.–Vol. 150.– P.144-149
3. I. Gadolina, R.Zaynetdinov. Advantages of the rain-flow method at the post-processing stage in comparison with the spectral approach//IOP Conference Series: Materials Science Engineering. V.481. Is 1. March 2019. 12005.
4. Braccesi C, Cianetti F, Tomassini L Random fatigue. A new frequency domain criterion for the damage evaluation of mech comp// Int Journal of Fatigue. 2015. 70. P. 417-427
5. Benasciutti D, Tovo R Frequency-based analysis of random fatigue loads: Models, hypotheses, reality// Mat. Wiss. Werkstof. 2018. 49. P. 345–367
6. Larsen C, Irvin T. 2015 A review of spectral methods for variable amplitude fatigue prediction and new results// Procedia Engin. 2015. 101. p. 243-250
7. Грызлова Т. П. Анализ полуолн сигналов (HW-анализ) для распознавания состояния сложных источников. Всероссийская конференция «Современные технологии обработки сигналов СТОС-2018». Доклады. – Москва, РНТОРЭС им. А. С. Попова, 2018. С.240 - 244
8. Гадолина И.В., Петрова И.М., Шашкова Е.В., Беневоленская Е.М. Анализ нагруженности и составление обобщенного спектра нагружения для оценки долговечности боковой рамы тележки /Живком. Труды конф. Том 1. Москва 2012. с.67-72.
9. Гадолина И.В., Грызлова Т.П., Дубин Д.А., Петрова И.М., Филимонова Н.И. Исследование нагруженности транспортных машин во временной и частотной области// Труды Живком SSMS-2018, ИМАШ РАН, Москва, Россия 4-6 дек 2018. С.84-86.

ИЗНАШИВАНИЕ ХРОМОВАНИДИЕВЫХ СПЛАВОВ ПРИ ТРЕНИИ С УДАРОМ ПО АБРАЗИВНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

С.С. Грядунов¹, В.В. Сиваков²

¹ Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия

² Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия; sv@bgitu.ru

Предложен метод испытаний на изнашивание при трении с ударом по абразивной поверхности и установка, его реализующая. Представлены результаты испытаний хромованидиевых сплавов в соответствии с предложенным методом.

Повышение долговечности техники, эксплуатируемой Сибири, северных и северо-восточных регионах страны, является важной народнохозяйственной задачей в связи с необходимостью освоения указанных регионов. Воздействие климатически низких температур приводит к значительному снижению износостойкости деталей машин и оборудования, контактирующих в процессе эксплуатации с мерзлым грунтом, и, как следствие, резкому росту непроизводительных затрат. Повышение долговечности указанных деталей может быть достигнуто за счет применения материалов повышенной износостойкости и использования эффективных упрочняющих технологий. При этом эффективность выбора метода повышения долговечности во многом основывается на результатах анализа механизма и закономерностей их изнашивания, полученных при испытаниях, моделирующих реальные условия эксплуатации.

В данной работе в качестве перспективных материалов повышенной износостойкости рассматривали хромованидиевые сплавы [1], в которых при определенном составе и условиях кристаллизации обеспечивается композиционное упрочнение за счет объемного армирования матрицы сплава карбидной фазой.

В работе исследовали сплавы 230X8Ф7С2Г6 и 280X8Ф7С2Г6, имеющие аустенитную основу и твердость 51-53 HRC, и сплавы 300X8Ф7С2Г4 и 360X9Ф7С2Г4, имеющих мартенситно-аустенитную основу и твердость 58-60 HRC. В качестве эталонного материала принимали сталь 65Г твердостью 34-36 HRC.

Большинство деталей землеройной и строительной дорожной техники, эксплуатируемой при климатически низких температурах, изнашиваются о мерзлый грунт в условиях трения с ударом различной интенсивности. В настоящее время проводят испытания на изнашивание при трении или ударе об абразивную поверхность в условиях низких температур [2, 3], однако часто, в связи с особенностями структурного состояния материала и различием механизмов изнашивания при трении и ударе, результаты испытаний на изнашивание указанными методами не позволяют разрабатывать однозначные и достоверные рекомендации по применению материалов. В связи с этим возникает необходимость разработки метода испытаний материалов на изнаши-

вание при трении с ударом по абразивной поверхности в условиях климатически низких температур и установки, его реализующей.

Сущность предложенного метода состоит в том, что исследуемый образец изнашивается движущейся с установленной скоростью абразивной лентой, прижимаемой к образцу контрообразцом с заданным давлением, при этом контрообразец с требуемой периодичностью поднимается и производит удар с определенной энергией по образцу через движущуюся абразивную ленту. Температура испытаний образца в диапазоне климатически низких температур от 213К до 293К обеспечивается применением системы поддержания температуры.

Испытательная установка, реализующая предлагаемый метод, содержит механизм нагружения, механизм перемещения абразивной ленты, систему поддержания температуры испытаний и термоизолированную камеру, в которой установлен испытываемый образец [4].

Ударный механизм (рис.1) содержит ударник 1, в котором закреплен контрообразец 2 и сменные грузы 3, с помощью которых регулируют энергию удара контрообразца 2 по образцу 4 через абразивную ленту 5. Ударник 1 соединен с сердечником соленоида 6, при включении и выключении которого в соответствии с программой испытаний ударник 1 поднимается и падает, обеспечивая удар по испытываемому образцу 4. Энергия удара зависит как от веса падающего груза, так и от высоты подъема ударника.

Система управления ударным механизмом 7 включает программное устройство, включающее и выключающее в соответствии с программой испытаний соленоид 6, который закреплен на вертикальной плите 8, перемещаемой по направляющим 9 вверх или вниз при помощи реечной передачи 10-11, управляемой шаговым электродвигателем 12 через передаточный механизм 13.

Механизм перемещения абразивной ленты 5 содержит привод подающего ролика 14, состоящий из электродвигателя постоянного тока 15, редуктора 16, клиноременной передачи, состоящей из ведущего 17 и ведомого 18 шкивов, устройства для обеспечения прижима ленты обрезиненным роликом 19, подающую 20 и принимающую 21 кассеты, направляющие ролики 22.

В качестве абразивной ленты 5 используют тканевую шлифовальную шкурку. Заранее подготов-

ленную ленту шлифовальной шкурки 5 устанавливают в подающей кассете 20, конец ленты пропускают по направляющим роликам 22 через теплоизолированную камеру 23 и далее между подающим 14 и прижимным 19 роликами и закрепляют в принимающей кассете 21. Если температура испытаний отличается от 293 К, то ее обеспечивают при помощи системы поддержания требуемой температуры, подавая пары жидкого азота из сосуда Дьюара 26 через патрубков 25.

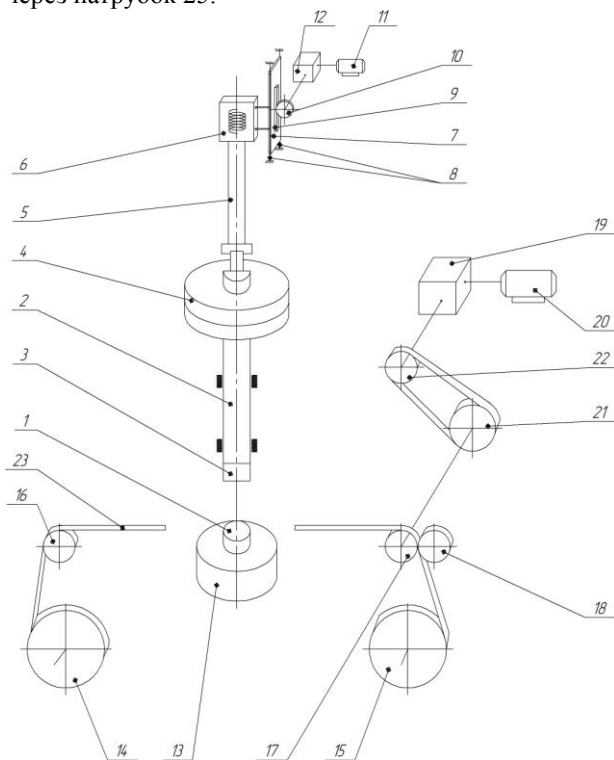


Рис.1. Установка для испытания на абразивное изнашивание

Анализ изнашивания сплавов при трении с ударом по абразивной поверхности целесообразно проводить, рассматривая различные сочетания параметров абразивного и ударно-абразивного изнашивания. В результате анализа литературы [5] и предварительных исследований изношенных поверхностей было установлено, что для рассматриваемых материалов совместное проявление механизмов абразивного и ударно-абразивного изнашивания характерно для пути трения (интервал между ударами) в диапазоне от 5 до 30 мм. Исходя из реальных условий нагружения деталей рабочих органов землеройных машин, проводили испытания при следующих режимах: энергия удара 2 Дж/см² и 7 Дж/см²; давление 0,3 МПа и 1 МПа; путь трения 10 мм и 25 мм; температура испытаний 293К и 213 К.

В результате испытаний установлено, что при температуре 293К и небольшой нагрузке (энергия удара 2 Дж/см², давление 0,3 МПа) и пути трения 10 мм и 25 мм наиболее высокой

износостойкостью обладают сплавы мартенситно-аустенитной основой, а ряд износостойкости имеет вид: 360X9Ф7С2Г4 (3,0/3,1); 300X8Ф7С2Г4 (3,0/3,1); 280X8Ф7С2Г6 (2,4/2,5); 230X8Ф7С2Г6 (2,2/2,35) (в скобках значение относительной износостойкости: при пути трения 10 мм – в числителе, при 25 мм – в знаменателе). Ударное воздействие абразивных частиц облегчает процессы стружкообразования и трещинообразования в поверхностных слоях сплавов, однако абразивное изнашивание можно считать ведущим при принятых режимах испытаний.

Ударное воздействие абразивных частиц облегчает процессы стружкообразования и трещинообразования в поверхностных слоях сплавов, однако абразивное изнашивание можно считать ведущим при принятых режимах испытаний.

Наиболее высокую износостойкость при испытаниях при значении энергии 7 Дж/см², давлении 1 МПа и пути трения 10 мм имеют сплавы с аустенитной основой. В этом случае износостойкость в значительной мере зависит от способности материала сопротивляться хрупкому разрушению. При таком режиме испытаний ведущим процессом можно считать ударно-абразивное изнашивание, а увеличение содержания карбидной фазы приводит к снижению их износостойкости. Полученный ряд износостойкости материалов:

230X8Ф7С2Г6 (2,9); 280X8Ф7С2Г6 (2,75); 300X8Ф7С2Г4 (2,45); 360X9Ф7С2Г4 (2,3).

Испытаниями при энергии удара 7 Дж/см², давлении 1 МПа и пути трения 25 мм установлена примерно ровная зависимость сплавов с мартенситно-аустенитной и аустенитной основами. Увеличение содержания карбидной фазы в сплавах с аустенитной основой приводит к повышению износостойкости, в сплавах с мартенситно-аустенитной основой – к снижению износостойкости. Полученный ряд износостойкости материалов:

300X8Ф7С2Г4 (2,45); 280X8Ф7С2Г6 (2,35); 360X9Ф7С2Г4 (2,3); 230X8Ф7С2Г6 (2,25).

При испытаниях при температуре 213К выявлено, что понижение температуры испытаний не оказывает существенного влияния на износостойкость хромованадиевых сплавов.

Таким образом, в результате испытаний выявлено, что исследуемые хромованадиевые сплавы обладают высокой износостойкостью при изнашивании в условиях трения с ударом по абразивной поверхности. На износостой-

кость влияют параметры абразивного и ударно-абразивного изнашивания и не влияет температура испытаний.

1. Pamfilov E.A., Gryadunov S.S. Improvement of wear resistance of earth-excavating machinery operating at low temperatures by application of chrome-vanadium alloys // Journal of Friction and Wear. 1997. Т. 18. № 4. С. 57-67.
2. ГОСТ 23.212-82. Обеспечение износостойкости изделий. Метод испытаний материалов на изнашивание при ударе в условиях низких температур. М.: Изд-во стандартов, 1982.
3. Памфилов Е.А., Грядун С.С., Пилюшина Г.А. Методические основы оценки работоспособности рабочих органов строительных и дорожных машин // Вестник Брянского государственного технического университета. 2009. № 4 (24). С. 37-42.
4. Патент на изобретение RU 2691639. Установка для испытания материалов на абразивное изнашивание // Грядун С.С., Сиваков В.В. Дата регистрации 24.02.2018 г.
5. Титовский Н.Н. Исследование абразивной износостойкости сталей при отрицательных температурах: Автореф. дисс. канд. техн. наук. – Томск, 172. – 22 с.

МОДЕРНИЗАЦИЯ РОЛИКОВЫХ МАШИН ТРЕНИЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Г.В. Даровской

Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия;
graffDAROVSKOI@yandex.ru

Представлен опыт модернизации роликовой машины трения ИИ 5018 для повышения точности регистрации момента трения, нагрузки и температуры в контакте «ролик-колодка» и «ролик-ролик». Для измерения толщины пленки и количественной оценки условий смазывания разработаны, апробированы и внедрены в практику трибомониторинга специальные устройства.

Для исследования фрикционных, противозадирных и противоизносных свойств жидких и пластичных смазочных материалов широко применяются роликовые машины трения (ИИ 5018, СМЦ-2, СМТ-1 и др.).

Совершенствование измерительных средств и методик, а также применение компьютерных технологий требует непрерывной их модернизации. При этом приборы для измерения толщины пленки или количественной оценки условий смазывания, применительно к роликовым машинам трения, отечественной промышленностью не выпускаются. Поэтому многочисленными экспериментаторами используются устройства оригинальной конструкции, что значительно увеличивает трудоемкость испытаний и градуировку всей измерительной системы в целом.

Для исследования фрикционных свойств высококачественных смазочных материалов применялась модернизированная машина трения ИИ 5018 [1].

Модернизации подверглись механизм нагружения образцов, испытательная камера, приборная стойка. Дополнительно были разработаны и внедрены в практику трибологических исследований токосъемники верхнего и нижнего вала, устройство для измерения длительности существования сплошной смазочной пленки, прибор для измерения толщины смазочной пленки.

Для упрощения процедуры снятия сигнала и обработки его с помощью современной вычислительной техники была разработана новая функциональная схема регистрации крутящего момента и температуры (рис. 1).

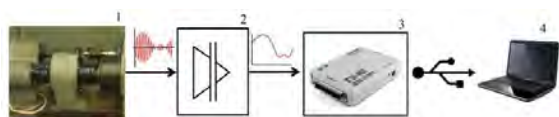


Рис. 1. Функциональная схема системы регистрации крутящего момента

Внесенные изменения позволили использовать

прибор для измерения относительной длительности существования промежуточного смазочного слоя (ДСП) (рис. 2) с выводом полученных данных на компьютер. Это позволило оценивать при экспериментах условия смазывания в неконформных соприкосновениях.

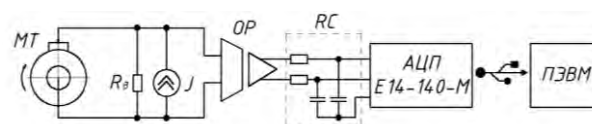


Рис. 2. Функциональная схема прибора для измерения длительности существования сплошной смазочной пленки: *MT* – машина трения; *R_b* – балластный резистор; *J* – источник тока; *OP* – операционный усилитель; *RC* – интегрирующая цепочка

Принцип действия прибора основан на методе электропроводимости, который применяется для определения времени, в течение которого существует контакт (металлический или смазочная пленка).

К паре трения «ролик-колодка» машины трения подключаются провода от входа датчика. Источник тока *J* формирует ток 1мА на балластном резисторе *R_b* и подключенном параллельно переходном сопротивлению. При отсутствии разрывов масляной пленки падение напряжения определяется током балластного резистора. При появлении разрывов уменьшается общее сопротивление и падение напряжения на переходном сопротивлении. На входе операционного усилителя появляются «провалы» напряжения различной длительности и частоты, которая зависит от состояния масляной пленки. Соответственно, чем больше разрывов масляной пленки, тем больше длительность «провалов» напряжения и выше их частота (рис. 3).

Операционный усилитель *OP* нормализует измеренное напряжение с гальванической развязкой цепей измерения и регистрации. Для преобразования импульсной последовательности в аналоговый сигнал на выходе операционного усилителя установлена интегрирующая *RC* цепочка. Далее аналоговый сигнал регистрируется с помощью АЦП и передается на экран монитора компьютера.

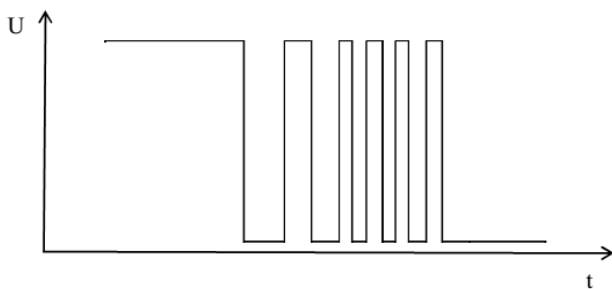


Рис. 3. Напряжение на переходном сопротивлении пары трения

В качестве АЦП применялся модуль для создания портативных измерительных систем Е14-140М, внесенный в Госреестр средств измерений.

Поскольку модуль АЦП 3 не имеет гальванической развязки и питается от USB порта ПК, в преобразователе входные и выходные цепи гальванически развязаны операционным усилителем и DC/DC источником. На операционных усилителях собран пиковый детектор.

Функциональная схема прибора для измерения толщины смазочной пленки представлена на рис. 4.

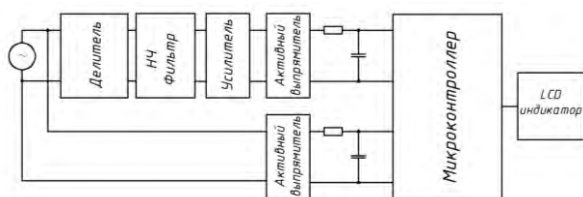


Рис. 4. Функциональная схема прибора для измерения толщины смазочной пленки

Толщина смазочной пленки – это зазор между смазываемой деталью и измерительным электродом, которые являются обкладками конденсатора. Смазочный материал при этом является диэлектриком. Емкость такого конденсатора рассчитывается аналогично емкости плоского конденсатора.

Если такой конденсатор включить в делитель, на который подать переменное напряжение высокой частоты, то падение напряжения на нем будет изменяться в зависимости от его емкости, а, следовательно, от толщины смазочной пленки.

Путем несложных математических преобразований получим зависимость для толщины смазочной пленки

$$d = \frac{4 \cdot \pi \cdot U_c \cdot R \cdot f \cdot S \cdot \varepsilon \cdot \varepsilon_0}{U_{in} - U_c},$$

где U_c – падение напряжения на конденсаторе, В;
 U_{in} – напряжение на входе делителя, В;
 R – сопротивление резисторов делителя, Ом;
 f – частота тока, Гц;
 S – площадь колодки, контактирующая с роликом, м²;

ε – диэлектрическая проницаемость смазочного материала.

Расчетная зависимость напряжения на конденсаторе от толщины смазочной пленки приведена на рис. 5 (для $S = 2 \text{ см}^2$, $\varepsilon = 2,5$, $R = 180 \text{ кОм}$, $f = 51,4 \text{ кГц}$, коэффициента усиления $K_u = 50,4$).

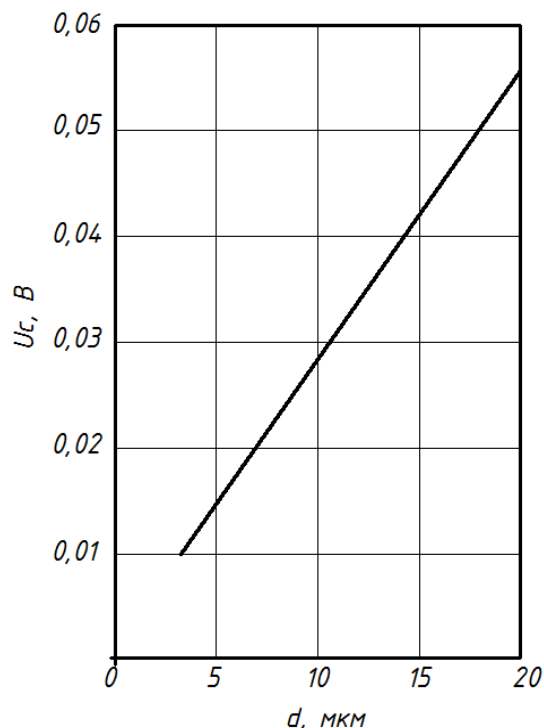


Рис. 5. Зависимость напряжения на конденсаторе от толщины смазочной пленки

Для измерения U_{in} и U_c использовался микроконтроллер STM32F407 со встроенным многоканальным 12-битным аналогово-цифровым преобразователем (АЦП). После полного цикла измерений, фильтрации и усреднения измеренных значений с помощью встроенного в микроконтроллер модуля операций с плавающей точкой проводится расчет толщины смазочной пленки по формуле (1). Полученные результаты выводятся на компьютер в виде графика и сохраняются в виде таблиц данных.

В качестве эквивалента толщины смазочной пленки для получения экспериментальных данных использовался конденсатор переменной емкости.

1. Даровской Г.В., Буракова М.А., Поляков В.Н., Кротов В.Н. Исследование фрикционных свойств высокотяговых масел: монография / Ростов-на-Дону: ФГБОУ ВО РГУПС. 2017. 88 с.

ОЦЕНОЧНАЯ МОДЕЛЬ ВЛИЯНИЯ НАПРАВЛЕНИЯ НАГРУЗКИ НА СТАБИЛЬНОСТЬ ДЕНТАЛЬНОГО ИМПЛАНТАТА

И.Н. Дашевский

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; dash@ipmnet.ru

Изменение направления действия силы на имплант от вертикального к горизонтальному в отсутствие сцепления на интерфейсе кость-имплант (при немедленном нагружении, при неполной остеоинтеграции) приводит к драматическому – больше, чем на порядок – росту микродвижений (взаимных смещений ответных точек) на интерфейсе и перемещению их максимума с апекса на шейку импланта. Если действующие при этом окклюзионные нагрузки достаточно велики, существует опасность возникновения на интерфейсе чрезмерных микродвижений, что может привести к нарушению остеоинтеграции, в особенности в пришеечной зоне импланта.

Цель

В дентальной имплантологии хорошо известно, что косая нагрузка на имплант опаснее вертикальной [1] (то же справедливо и для нативных зубов [2]). В работе [3] на типизированной конечно-элементной модели изучалось влияние на микроподвижность дентальных имплантов угла наклона нагрузки. Для того, чтобы лучше понять полученные там результаты «на пальцах», дадим для смещений импланта оценку на основе простейшей качественной плоской модели.

Материалы и методы

Для того, чтобы лучше понять полученные там результаты «на пальцах», дадим для смещений импланта оценку на основе простейшей качественной плоской модели (Рис. 1), в которой будем считать, что имплант – жесткий гладкий стержень, а кость будем описывать как Винклеровский слой. Введем, аналогично [3], обозначения: E, ν – модуль Юнга и коэффициент Пуассона костной ткани, l, d – габариты импланта (соответственно длина и диаметр), L и D – длина и диаметр костной «обоймы». Значения всех основных геометрических и механических параметров примем такими же, как в [3].

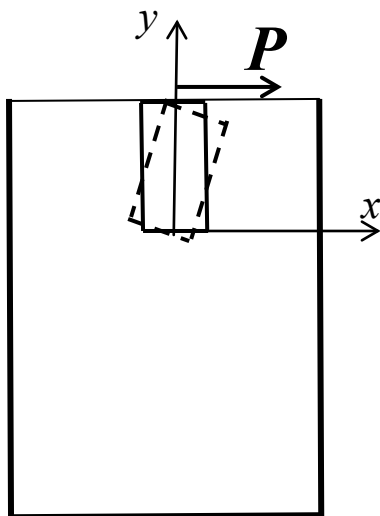


Рис. 1. Поворот импланта под действием на его верхний торец горизонтальной силы P

Жесткость (модуль Юнга) импланта на два порядка больше жесткости кости. Поэтому при действии на верхний торец импланта горизонтальной силы имплант практически как твердое тело наклоняется и поворачивается вокруг некоторой точки вблизи своего нижнего торца, называемой центром сопротивления. Такой поворот описывается соотношением $u(y) = k(y-y_0)$, где y – ордината, отсчитываемая от нижнего торца импланта, u – смещение точек стержня по горизонтали (оси x), y_0 – центр сопротивления, k – тангенс угла поворота. Две неизвестные y_0 и k определяются из двух уравнений баланса: сил и моментов. Для расстояния между имплантом и жесткой стенкой введем обозначение

$$\delta = \frac{D-d}{2}$$

Тогда уравнение баланса сил даст

$$P = \int_0^l N(y) dy = \int_0^l \sigma S dy = dE \int_0^l k \frac{y-y_0}{\delta} dy = kE \frac{d}{\delta} \int_0^l (y-y_0) dy = kE \frac{d}{\delta} \left(\frac{l^2}{2} - y_0 l \right) = kE \frac{dl^2}{2\delta} \left(1 - \frac{2y_0}{l} \right)$$

$$\bar{P} \equiv \frac{2P\delta}{kEdl^2} = 1 - 2\frac{y_0}{l} \equiv 1 - 2\bar{y}_0$$

Из уравнения баланса моментов

$$Pl = \int_0^l N(y) \cdot y dy = kE \frac{d}{\delta} \int_0^l (y-y_0) \cdot y dy,$$

$$Pl = kE \frac{d}{\delta} \left(\frac{l^3}{3} - \frac{y_0 l^2}{2} \right),$$

$$P = kE \frac{dl^2}{2\delta} \left(\frac{2}{3} - \frac{y_0}{l} \right), \bar{P} \equiv \frac{2P\delta}{kEdl^2} = \frac{2}{3} - \frac{y_0}{l} \equiv \frac{2}{3} - \bar{y}_0$$

$$1 - 2\bar{y}_0 = \frac{2}{3} - \bar{y}_0, \bar{y}_0 = \frac{1}{3},$$

$$\bar{P} = \frac{2}{3} - \frac{1}{3} = \frac{1}{3},$$

$$k = \frac{2P\delta}{\bar{P}Edl^2} = \frac{6P\delta}{Edl^2}$$

$$\begin{aligned}
u_{\max} &= u(l) = k(y - y_0)|_l = k(l - y_0) = \\
&= \frac{6P\delta}{Edl^2} \left(l - \frac{l}{3} \right) = \frac{4P\delta}{Edl} \\
u_{\max} &= \frac{4P\delta}{Edl} = \frac{4 \cdot 700N \cdot 8mm}{1GPa \cdot 4mm \cdot 8mm} = \\
&= 7 \frac{10^2 N}{10^9 \frac{N}{m^2} \cdot 10^{-3} m} = 7 \cdot 10^{-4} m = 0.7mm = 700\mu
\end{aligned} \tag{1}$$

В рассмотренной элементарной модели максимальные микродвижения (равные максимальному зазору-отставанию импланта от кости на верхнем торце) как раз равны абсолютным перемещениям импланта, с учетом чего разница между точным [3] и оценочным расчетом – в 4 раза. Эта разница связана с неучетом в элементарной плоской модели сопротивления областей кости, расположенных снизу и по бокам от импланта, тем, что в точной модели зазор будет уменьшаться за счет выдавливания в него кости, и др.

Результаты и их обсуждение

Выведенные формулы с точностью до числового множителя могут быть получены безо всяких вычислений из соображений размерности и линейности. Параметры элементарной модели

$$u \parallel P, E, l, d, \delta$$

(в МКЭ модели есть еще v , габариты обоймы, параметры резьбы).

В силу линейности и из качественных соображений

$$u \sim \frac{P}{E}, u \sim \delta, u \sim \frac{1}{l} \rightarrow u \sim \frac{P \delta}{E l}$$

Далее по размерности d может войти единственным образом – в знаменатель, и с точностью до числового множителя получим, как и в (1)

$$u \sim \frac{P \delta 1}{E l d} = \frac{P \delta}{E l d}$$

Конечно, все эти качественные формулы мало-пригодны для оценки реальных величин интересующих параметров. Их ценность в том, что они приближенно (в тенденции), зато в явном виде показывают характер влияния некоторых основных параметров на нужные величины. Здесь оценки были проведены для перемещений и микродвижений, но то же можно сделать и для напряжений.

Отметим, что принятое для δ значение ($\delta = 8$ мм) соответствует стабильности (перемещениям) в щечно-язычном направлении либо перемещениям одиночного импланта в медиально-латеральном направлении в отсутствие смежных зубов; при проведении подобных расчетов и оценок на практике принимаемые значения параметров должны отвечать конкретной ситуации.

Сравнение двух подходов позволяет сделать следующие выводы. Оба подхода дают возможность учета индивидуальных геометрических и механических характеристик костных структур и тканей конкретного пациента при биомеханической оценке и цифровом планировании дентальной имплантации. Во всех случаях максимальные напряжения в кости возникают в районе первого витка резьбы имплантатов. При жевании (односторонняя несимметричная нагрузка) напряжения в кости оказываются большими, чем при откусывании. Расчетные поля НДС при обоих подходах оказываются аналогичными, однако второй способ представляется предпочтительным. Его преимущества – существенное снижение трудозатрат при создании модели челюсти и более реалистичный учет неоднородности костных тканей. Недостатки – слабая изученность и надежность эмпирических уравнений связи рентгеновской плотности с физической и далее с модулем Юнга, а также большая размерность конечно-элементной модели челюсти, требующая больших вычислительных мощностей. Автоматизации рассмотренной технологии препятствует необходимость привлечения ручной обработки для достаточно точной сегментации КТ по типам тканей, а также оптимизации качества поверхностных и объемных сеточных моделей.

Исследование проводилось по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310386-3) и при частичной поддержке грантов РФФИ №17-08-01579 и №17-08-01312

1. Миш К.Е. Ортопедическое лечение с опорой на дентальные имплантаты. М.: Рид Элсивер. 2010. 616 с.
2. Шварц А.Д. Биомеханика и окклюзия зубов. М.: Медицина. 1994.
3. Дашевский И.Н., Шушпанников П.С. Влияние направления нагрузки на микродвижения на интерфейсе кость-дентальный имплантат // Методы компьютерной диагностики в биологии и медицине – 2018 : Сборник статей Всероссийской школы-семинара / под ред. проф. Д. А. Усанова. – Саратов: Изд-во Саратовский источник, 2018. С. 18-21.

РАСЧЕТ ЭНЕРГИИ СВЯЗИ КОМПОНЕНТОВ ПОКРЫТИЯ ИМПЛАНТАТА С ПОДЛОЖКОЙ ИЗ ПЕРВЫХ ПРИНЦИПОВ

И.Н. Дашевский

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; dash@ipmnet.ru

Для ускорения остеоинтеграции имплантатов на них наносят специальные биоактивные покрытия. Наиболее распространенный материал для имплантатов – титан, типичный материал покрытия – гидроксиапатит HAp. Поскольку в клинике наблюдались случаи отслоения на границе раздела имплантат-покрытие, актуальной проблемой является изучение адгезионной прочности HAp с титаном. Характеристика этой прочности – энергия связи между титаном и HAp. Цель работы – определение энергии связи между функциональными группами (анионами) HAp и титаном Ti (II) с помощью методов вычислительной квантовой химии.

Цель

Чтобы минимизировать время остеоинтеграции имплантатов с костью, на имплантаты наносятся специальные биоактивные покрытия [1]. Наиболее распространенным биосовместимым материалом для имплантатов является титан, одним из типичных материалов для покрытия – гидроксиапатит (HAp) $\text{Ca}_{10}(\text{PO}_4)_6(\text{OH})_2$ (рис. 1).

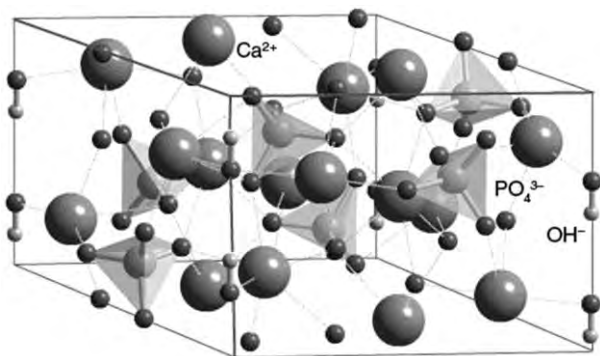


Рис. 1. Гидроксиапатит (HAp) $\text{Ca}_{10}(\text{PO}_4)_6(\text{OH})_2$

Поскольку в клинике наблюдались случаи отслоения на границе раздела имплантат-покрытие [2], актуальной проблемой является изучение адгезионной прочности HAp с титаном. Характеристика этой прочности – энергия связи между титаном и HAp. Целью данной работы было определение энергии связи между функциональными группами (анионами) гидроксиапатита и титаном Ti (II) [3] с помощью методов вычислительной квантовой химии (расчетный комплекс вычислительной химии Gaussian 09, Rev. C.01 [4]).





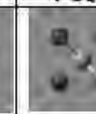

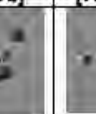

Результаты и их обсуждение

Результаты вычисления основных расчетных величин приведены в табл. 1. Как видно из табл. 1, по мере поступления в структуру все новых атомов кислорода электронная плотность у Ti (II) увеличивается гораздо значительнее, чем у заряда атома фосфора. По-видимому, это говорит о том, что наиболее сильным взаимодействием в отношении энергии связи Ti (II) и HAp является взаимодействие между титаном и кислородом.

Кроме того, по мере роста сложности кон-

струкций более благоприятной становится и геометрия. У $[\text{Ti}(\text{OH})\text{PO}_4]^{2-}$ геометрия квазикресла содержит четырехчленное кольцо с низкими углами связи и высокой энергией. В верхней части структуры рядом с гидроксидом имеется открытое пространство, которое доступно и энергетически выгодно для дополнительных взаимодействий. Именно это, по-видимому, объясняет, почему структура $[\text{Ti}(\text{OH})_2\text{PO}_4]^{3-}$ содержит конечный гидроксид с противоположной стороны от атома титана, поскольку атом титана содержит более положительный заряд, чем любой из двух атомов кислорода в верхней части структуры. Это ближайшее место, на котором гидроксид может связаться с низкоэнергетической частью $[\text{Ti}(\text{OH})_2\text{PO}_4]^{3-}$ (верхнее пространство, которое содержит открытый кислород и гидроксид). Структура $[\text{Ti}(\text{OH})_2\text{PO}_4]^{3-}$ представляет наиболее сложную геометрию, а также самую низкую энергию основного состояния, что в соответствии с теорией функционала плотности предполагает самую высокую энергию связи по сравнению с другими структурами. По мере того, как от структуры к структуре увеличивается электронная плотность титана, увеличивается и прочность связи между титаном и соседними с ним атомами кислорода. Влияние титана с его резким изменением заряда является доминирующим по сравнению с атомом фосфора, заряд которого меняется мало. С усложнением структуры заряд атома титана становится все более отрицательным, что приводит к более центрально отрицательной структуре и меньшей энергии основного состояния. Поскольку орбитальное пространство титана все больше заполняется электронами от соседних атомов кислорода, существует ограниченное число фосфат-ионов, которые могут образовывать связь с титаном. Это говорит о том, что фосфат-титановые (II) взаимодействия могут выступать в качестве ограничительного параметра для этой модели. В биологической и медицинской практике типичным является рассмотрение вопроса о том, будет ли энергия связывания химических веществ, которые присоединяются к соединениям и тканям человеческого организма, влиять на необходимые биологические функции организма. Определение точного оптимизационного максимума энергии связи HAp с Ti (II) будет полезно для практических целей, таких как

Таблица 1. Энергия связывания Ti (II) с составляющими ионами гидроксиапатита

	Ti ²⁺	OH ⁻	[TiOH] ⁺	Ti(OH) ₂	PO ₄ ³⁻	[TiPO ₄] ⁻	[HO ₅ PTi] ⁻²	[H ₂ O ₆ PTi] ³⁻
Picture								
Ti-O Bond Lengths (Å)	N/A	N/A	1.8	1.73	N/A	1.94 per bond to Oxygen	1.82	1.87
Ti-O Bond Angles (degrees)	N/A	180	180	126	N/A	Approx. 74 per bond to Oxygen	81.4	78.0
Ground Energy of Structure (a.u.)	-844.42	-75.246	-920.4	-996.2	-638.2	-1484.5	-1559.9	-1635.2
Charge of Titanium	2+	N/A	1.124+	0.486	N/A	0.124+	-0.215	-0.888
Binding Energy (a.u.)	N/A	N/A	.734	1.28	N/A	1.88	2.03	2.09

обеспечение того, чтобы сила сцепления HAp и Ti (II) не влияла на естественный процесс заживления.

Исследование проводилось по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310386-3) и при частичной поддержке грантов РФФИ №17-08-01579 и №17-08-01312 совместно с А. Балугеиной и П. Тодешуш.

1. Civantos A., Martinez-Campos E., Ramos V., et al. Titanium Coatings and Surface Modifications: Toward Clinically Use-

ful Bioactive Implants // ACS Biomater. Sci. Eng. 2017. V.3. № 7. P. 1245–1261.

- Roy M., Bandyopadhyay A., Bose S., Induction Plasma Sprayed Nano Hydroxyapatite Coatings on Titanium for Orthopaedic and Dental Implants // Surface & coatings technology. 2011. V.205. № 8-9. P. 2785-2792.
- Dashevskiy I., Balueva A., Todebush P., et al. On Estimation of Adhesive Strength of Implants Bioactive Coating with Titanium by Density Functional Theory and Molecular Dynamics Simulations // Materials Research. 2019. V.22. № 3, e20190030.
<https://dx.doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2019-0030>
- Gaussian <http://www.gaussian.com/>

СРАВНЕНИЕ ДВУХ ПОДХОДОВ ПРИ ПЕРСОНИФИЦИРОВАННОМ БИОМЕХАНИЧЕСКОМ АНАЛИЗЕ ИМПЛАНТАЦИИ НА НИЖНЕЙ ЧЕЛЮСТИ

И.Н. Дашевский

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; dash@ipmnet.ru

Описана технология построения индивидуальной биомеханической модели челюсти по КТ для типовой схемы имплантации. Дана оценка НДС компонентов модели при характерных условиях нагружения. Проведено сравнение двух подходов к определению физико-механических свойств костных тканей: 1) кусочно-однородное разделение костной ткани челюсти на две области: компактную и губчатую; 2) поточечное определение неоднородных полей физико-механических свойств тканей по рентгеновской плотности на основе эмпирических уравнений.

Цель

Все большее значение при планировании дентальной имплантации приобретает математическое моделирование и индивидуализированный количественный анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) челюсти, выполняемый для конкретного пациента. Такая возможность обеспечивается совместным применением результатов современных диагностических исследований челюсти, методов математического моделирования и соответствующих программных комплексов. Основные этапы соответствующей расчетной технологии следующие: обработка снимков томографии (сегментация изображений); создание трехмерных моделей (поверхностных, либо объемных) челюсти, имплантатов и протеза; создание конечно-элементной модели, включающей компоненты, созданные на предыдущем этапе; определение свойств материалов, граничных условий и условий нагружения; выполнение расчета и анализ полученных результатов. Задача решается для каждой из рассматриваемых схем имплантации, после чего по заранее заданным критериям осуществляется выбор оптимального варианта.

В литературе имеется ряд работ, посвященных созданию моделей челюстей и моделированию их поведения при различных схемах имплантации, конфигурациях и материалах протезов, условиях нагружения и т.д. Учитывая, что костная ткань челюсти человека имеет неоднородную структуру, индивидуальную для каждого организма, встает вопрос по выбору модели материала и назначению физико-механических свойств компактной и губчатой костных тканей. Здесь можно выделить два основных подхода:

1. Разделение костной ткани челюсти на две области (компактную и губчатую) со своими фиксированными механическими характеристиками.
2. Поля физико-механических свойств тканей определяются дискретно, по эмпирическим уравнениям, зависящим от значений рентгеновской плотности.

Каждый из подходов имеет свои плюсы и минусы, однако нам не удалось найти в литературе сравнения первого и второго подходов в задачах моделирования в дентальной имплантации. В связи с этим целью данной работы являются: 1) разработ-

ка индивидуальной биомеханической модели нижней челюсти (НЧ) на примере одной из типовых схем имплантации; 2) оценка НДС компонентов модели с использованием вышеописанных подходов для определения физико-механических свойств костных тканей и при различных условиях нагружения; 3) сравнение достоинств и недостатков двух подходов.

Материалы и методы

Опробование и сравнение обоих подходов проводилось с использованием реальной КТ нижней челюсти на моделях откусывания и жевания. Материал челюсти и имплантатов моделировался как изотропный однородный линейно-упругий. Коэффициент Пуассона губчатой и компактной костных тканей был принят равным 0.3 [1]. Значения модуля упругости компактной и губчатой костных тканей для модели 1 составили 14400 МПа и 480 МПа соответственно [2]. Модуль упругости для модели 2 определялся дискретно для каждого конечного элемента при помощи соответствующего расчетного модуля Mimics (Рис. 1).

Преимущество первого подхода – кажущаяся простота, недостаток – игнорирование неоднородности свойств обоих видов костных тканей. Преимущество второго подхода – возможность более подробного учета неоднородности свойств компактной и губчатой костных тканей. К недостаткам относятся вариативность эмпирических уравнений, показывающих различный результат при определении физико-механических свойств, а также большая размерность конечно-элементной модели челюсти, требующая применения специализированных вычислительных мощностей.

Результаты и их обсуждение

Сравнение двух подходов позволяет сделать следующие выводы. Оба подхода дают возможность учета индивидуальных геометрических и механических характеристик костных структур и тканей конкретного пациента при биомеханической оценке и цифровом планировании дентальной имплантации. Во всех случаях максимальные напряжения в кости возникают в районе первого витка резьбы имплантатов. При жевании (односторонняя несимметричная нагрузка) напряжения в кости оказываются боль-

шими, чем при откусывании. Расчетные поля НДС при обоих подходах оказываются аналогичными, однако второй способ представляется предпочтительным. Его преимущества – существенное снижение трудозатрат при создании модели челюсти и более реалистичный учет неоднородности костных тканей. Недостатки – слабая изученность и надежность эмпирических уравнений связи рентгеновской плотности с физической и далее с модулем Юнга, а

также большая размерность конечно-элементной модели челюсти, требующая больших вычислительных мощностей. Автоматизации рассмотренной технологии препятствует необходимость привлечения ручной обработки для достаточно точной сегментации КТ по типам тканей, а также оптимизации качества поверхностных и объемных сеточных моделей.

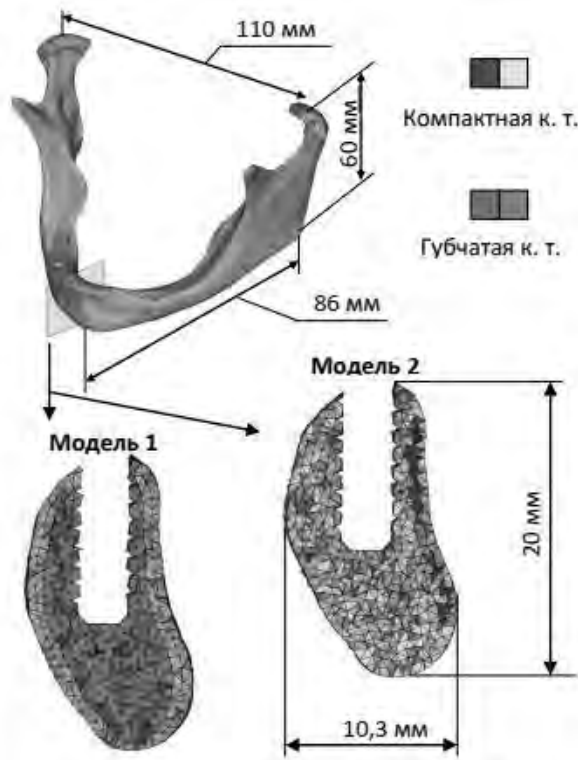
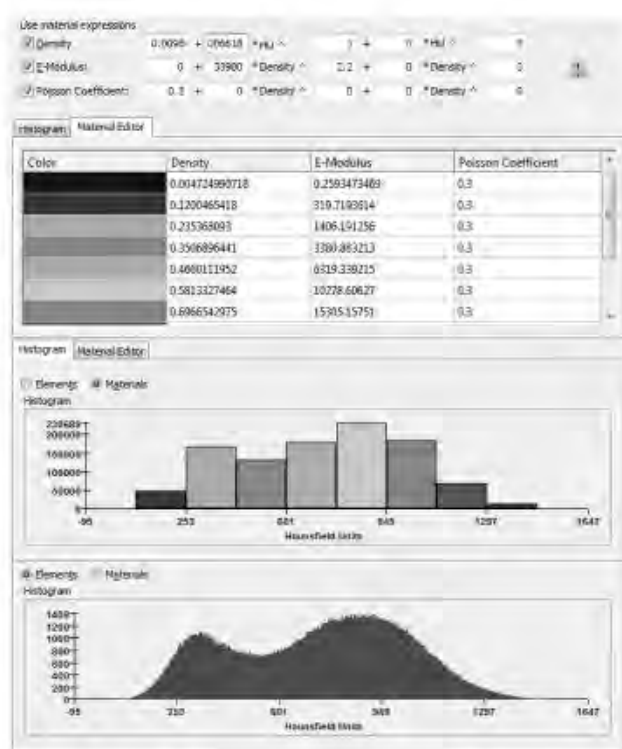


Рис. 1. Результат определения механических свойств костной ткани НЧ: слева – диалоговое окно Mimics с заданными эмпирическими зависимостями для плотности и модуля упругости; справа – модель НЧ и ее сечение в области установки одного из имплантатов для обеих моделей

Исследование проводилось совместно с Д.А.Грибовым по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310386-3) и при частичной поддержке грантов РФФИ №17-08-01579 и №17-08-01312

1. Arahira T., Todo M., Matsushita Y., Koyano K. Biomechanical Analysis of Implant Treatment for Fully Edentulous Maxillas // Journal of Biomechanical Science and Engineer

ing. 2010. V.5. № 5. P. 526-538.

2. Deng B., Tan K.B.C., Liu G.R., Geng J.P., Yan W.Q. A new numerical approach for evaluation of dental implant stability using electromagnetic impulse // Int Chin J Dent. 2008. № 8. P. 1-9.

3. O'Mahony A.M., Williams J.L., Spencer P. Anisotropic elasticity of cortical and cancellous bone in the posterior mandible increases peri-implant stress and strain under oblique loading // Clin Oral Implants Res. 2001. № 12 (6). P. 648-657.

МОДЕЛИРОВАНИЕ КРИВОШИПНОГО ПРЕССА НА БАЗЕ РЫЧАЖНОГО МЕХАНИЗМА 4-ГО КЛАССА НА AUTODESK INVENTOR

А.А. Джомартов, А.К. Тулешов, Н.К. Джамалов, А.Ж. Сейдахмет, Е.С. Темирбеков

Институт механики и машиноведения им. У.А. Джолдасбекова, Алматы, Казахстан; legsert@mail.ru

В работе проведено трехмерное моделирование нового кривошипного пресса на базе рычажного механизма 4-го класса на Autodesk Inventor. Полученная в Autodesk Inventor 3-D модель кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса, необходима для разработки проектно-конструкторской документации и для дальнейшего динамического исследования.

Введение

Моделирование и анализ движения современных кривошипных прессов, подразумевает проведение большого объема расчетов с учетом упруго-диссипативных характеристик звеньев, сил трения, вязкого сопротивления, системы управления и.д.р. В настоящее время широко используется компьютерное моделирование движения сложных механизмов, с учетом большого количества факторов, влияющих на их работу, так называемое многодисциплинарное виртуальное моделирование. Разработка моделей движения механизмов, на основе современных программных комплексов, позволяющие выполнить анализ и оптимизацию конструкции изделия еще до изготовления его физического образца, является актуальной задачей.

Из модели движения кривошипного пресса можно получить исходные данные для проектирования: кинематические, конструктивные и динамические параметры. Полученные исходные данные необходимы для получения 3-D модели кривошипного пресса с применением Autodesk Inventor [1]. Autodesk Inventor предназначен для машиностроительного и промышленного 3D проектирования и включает в себя средства моделирования динамики и конечно-элементного расчета всей сборки.

Цель работы создание 3-D модели нового кривошипного пресса на базе рычажного механизма 4-го класса [2] на Autodesk Inventor.

Кривошипный пресс это машина с кривошипно-ползунным механизмом, предназначенная для штамповки различных деталей [3]. При работе кривошипного пресса в узлах и механизмах возникают значительные динамические нагрузки, особенно в момент включения его. Данные динамические нагрузки связаны с особенностью работы кривошипного пресса, которая состоит в ударных циклических нагрузках с внезапными, почти мгновенными остановками. В связи с этим исследование динамики кривошипных прессов, представляет большой интерес.

На рис. 1 показана кинематическая схема нового кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса [2].

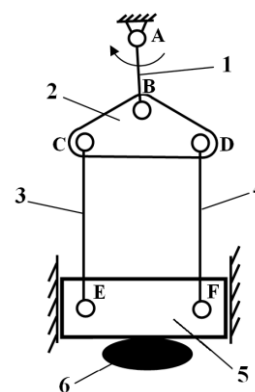


Рис. 1. Кинематическая схема нового кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса

Кривошипный пресс состоит из кривошипа 1, звена 2, имеющего три вращательные кинематические пары B, C и D, двух шатунов 3 и 4, а также ползуна 5. Ползун 5 имеет две вращательные кинематические пары E и F, с которыми связаны шатуны 3 и 4 соответственно. Трехпарное звено 2, шатуны 3, 4 и ползун 5 образуют между собой четырехугольный замкнутый изменяемый контур CDEF. Рычажный механизм кривошипного пресса работает следующим образом. При полном повороте кривошипа 1 он через трехпарное звено 2 и шатуны 3 и 4 передает движение ползуну 5, который в свою очередь воздействует на обрабатываемый объект 6. При этом в момент соприкосновения ползуна 5 с обрабатываемым объектом 6 шатуны 3 и 4 находятся в параллельном положении, что обеспечивает равномерное распределение нагрузок как на обрабатываемый объект 6, так и между звеньями пресса.

Синтез рычажного механизма 4-го класса кривошипного пресса при следующих данных: закон движения ползуна $S = S(\varphi)$ (рис. 2) на участке угла вращения кривошипа $0 \leq \varphi \leq 2\pi$, ход ползуна $S_{\max} = 120\text{mm}$, угловая скорость кривошипа пресса постоянная $\omega = \dot{\varphi} = 10\text{rad/s}$

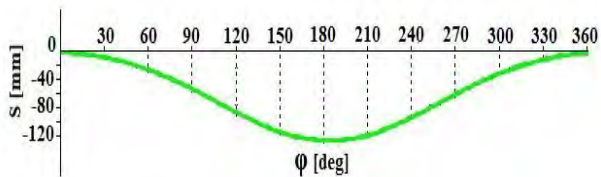


Рис. 2. Закон движения ползуна

На рис.3 показан синтезированный рычажный механизм 4-го класса кривошипного пресса, где обозначение L_{12} это расстояние между точками 1 и 2, L_{23} - расстояние между точками 2 и 3, и.т.д.

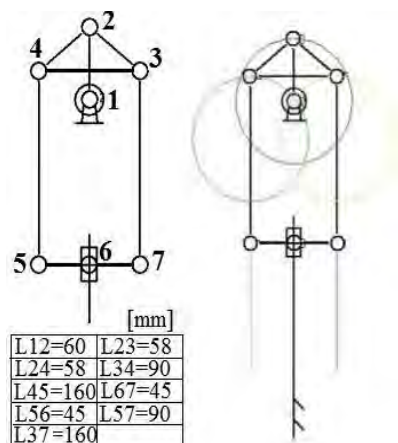


Рис. 3. Синтезированный рычажный механизм 4-го класса кривошипного пресса

На рис. 4 а, б показаны графики аналогов скорости S' и ускорения S'' синтезированного рычажного механизма 4-го класса кривошипного пресса

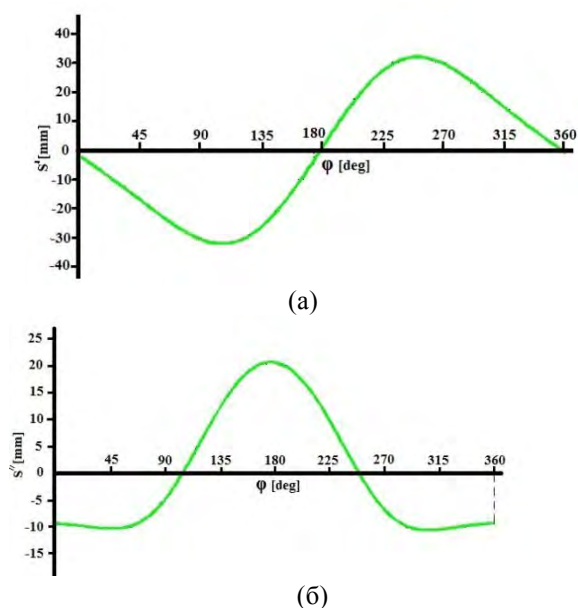


Рис. 4. Графики: (а) - аналог скорости S' , (б) аналог ускорения S''

Для проектирования кривошипного пресса на базе рычажного механизма 4-го класса на Autodesk Inventor, строилась 3D модель всех звеньев рычажного механизма и корпусных деталей пресса и проводилась компьютерная сборка.

На рис. 5 показана верхняя часть пресса. При проектировании стержней использовался швеллер 100х46.



Рис. 5. Конструкция верхней части пресса

Аналогично, с использованием того же швеллера была сконструировано основание пресса (рис. 6).



Рис. 6. Конструкция основания пресса

На рис. 7 показана спроектированная конструкция рычажного механизма 4-го класса кривошипного пресса.

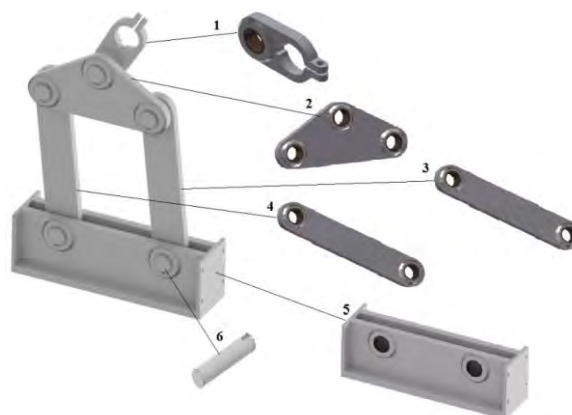


Рис. 7. 3-D модель плоского рычажного механизма 4-го класса: 1-кривошип, 2- трехпарное звено, 3,4 – шатуны, 5- ползун, 6 – соединительный палец.

Ползун крепится к двум направляющим (готовые направляющие, рис. 8).



Рис. 8. Конструкция направляющих используемых в прессе

3-D модель кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса в системе Autodesk Inventor показана на рис. 9.



Рис. 9. 3-D модель кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса в системе Autodesk Inventor

Полученная в Autodesk Inventor 3-D модель кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса, необходима для разработки проектно-конструкторской документации (ПКД) и для создания его опытного образца. Предполагается дальнейшее исследование динамики кривошипного пресса на базе плоского рычажного механизма 4-го класса в системе Autodesk Inventor.

Изготовлен прототип нового кривошипного пресса (рис. 10). Испытания прототипа нового кривошипного пресса, показали хорошее распределение усилий прилагаемых в ходе штамповки и лучшую переносимость эксцентрической нагрузки.



Выводы

Кривошипные прессы с двумя шатунами имеют большие преимущества по сравнению с прессами с одним шатуном, благодаря лучшему распределению сил на ползун и соответственно меньшими нагрузкам на направляющие ползуна. Недостатками типовых кривошипных прессов с двумя шатунами является сложность конструкции, увеличение габаритов, металлоемкость из-за наличия дополнительного кривошипа и шатуна. Для выбора структурной схемы рычажного механизма кривошипного пресса с двумя шатунами и одним кривошипом использовался рычажный механизм 4-го класса.

Синтезирован новый исполнительный механизм кривошипного пресса с одним кривошипом и двумя шатунами и на основе рычажного механизма 4-го класса. Создана 3D модель кривошипного пресса с исполнительным механизмом на основе рычажного механизма 4-го класса на Autodesk Inventor. Изготовлен прототип нового кривошипного пресса кривошипного пресса. Проведены его испытания, которые показали работоспособность и практическое отсутствие перекоса ползуна при воздействии эксцентрической силы.

Работа выполнена по проекту № AP05134959 по бюджетной программе 217 «Развитие науки» подпрограмме 102 «Грантовое финансирование научных исследований».

1. Дэниэл Т. Банах, Трэвис Джонс, Алан Дж. Каламейя. Autodesk Inventor. Издательство «Лори», 2006, 714 с
2. Jomartov A., Tuleshov A., Kuvatova M. Designing of a Crank press on the Basis of High Class Planar Linkages. In: Uhl T. (eds) Advances in Mechanism and Machine Science. IFToMM WC 2019. Mechanisms and Machine Science, Vol 73, 2019, PP. 3027-3036
3. Бочаров Ю.А. Кузнечно-штамповочное оборудование. - М.: Издательский центр «Академия», 2008. – 480 с.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ХЕЛАТНЫХ МОНОМЕРОВ МЕТАЛЛОВ В КАЧЕСТВЕ ПРЕДШЕСТВЕННИКОВ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА

Е.Г. Дроган, В.Э. Бурлакова

¹Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия; ekaterina.drogan@gmail.com

Из хелатного мономера металла на основе циннамата меди с хелатирующим гетероциклом терпиридином в результате термолита при 300 °С получен нанокомпозит со структурой ядро-оболочка, содержащий наночастицы меди. Полученный порошок меди исследовали в качестве присадки к базовому маслу. Изучение противоизносных свойств в паре трения сталь-сталь позволило установить уменьшение диаметра пятна износа при концентрации порошка меди в составе смазки 0,05% по массе.

Введение.

Исследования трибологических свойств фрикционных материалов вызывают большой интерес в машиностроительном секторе экономики [1-3]. При этом, трибологические свойства материалов лучше всего рассматривать на основе характеристик контактных поверхностей трения или антифрикционных пленок. Большое количество исследований было проведено по выявлению влияния защитных пленок на свойства трибосистемы и износ трибосопряженных поверхностей [4-6]. Неоднократно экспериментально было доказано, что присутствие защитных пленок на стальных поверхностях сильно влияет на эволюционные изменения трибосистемы в целом. Особое внимание при выборе присадок к смазочному материалу уделяется порошкам меди с размерами частиц как в микро- так и в нанодиапазоне [7]. Экспериментальные исследования показывают, что добавление наночастиц меди в объем смазочной композиции эффективно снижает трение и износ сопряженных поверхностей даже при концентрациях порошка в составе смазки ниже 1%.

Хелатные мономеры металлов, содержащие ненасыщенные связи, стали объектом исследований из-за того, что обладают повышенной стабильностью по сравнению с другими металлосодержащими мономерами. Таким образом, становится возможным целенаправленное производство различных наночастиц, заключенных в полимерную матрицу, с целью их дальнейшего использования в качестве модификаторов трения.

Настоящая работа посвящена изучению возможности использования порошка меди, полученного в результате термолита комплексного соединения, в качестве добавок к смазочным маслам, для снижения износа в узлах трения.

Материалы и методы. Циннамат меди терпиридина был синтезирован в соответствии с методикой, приведенной в [8]. Для получения нанопорошка меди, синтезированный комплекс подвергали термолиту.

Термический анализ и дифференциальную сканирующую калориметрию проводили на синхронном термическом анализаторе STA 409CLuxx,

соединенном с масс-спектрометром QMS 403CAeolos, и на дериватографе Perkin-Elmer Diamond TG / DTA под воздухом ($m = 0,3-0,4$ г) со стандартным $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ со скоростью 10 К / мин в диапазоне 20–800 °С. Кинетика изотермических превращений комплекса изучалась на основе выделения газа в статическом неизотермическом реакторе с использованием мембранного нулевого манометра.

Для определения фазового состава полученного в результате термолита порошка проводили его рентгеноструктурный анализ на дифрактометре ДРОН-УМ-2 в $\text{CuK}\alpha$ -излучением ($\lambda_{\text{Cu}} = 1.54184$ Å) в диапазоне углов $2\theta = 5-90^\circ$ 2θ со скоростью сканирования $5^\circ / \text{мин}$ и температурой 25 °С.

Для визуализации частиц порошков металлов, определения их размера и формы использовали метод атомно-силовой микроскопии с использованием сканирующего зондового микроскопа марки РНУВЕ Compact. Сканирование проводилось в полуконтактном режиме монокристаллическим кремниевым зондом с алюминиевым покрытием с резонансной частотой $190 \text{ кГц} \pm 60 \text{ кГц}$ и постоянной жесткости 48 Н/м. Скорость сканирования 0,3 мс/линия. Перед проведением анализа АСМ синтезированных порошков металлов проводили их ультразвуковую обработку в этиловом спирте в течение 20 минут. Затем коллоидный раствор наносили на покровное стекло и высушивали на воздухе.

Исследование противоизносных характеристик пары трения сталь-сталь в вазелиновом масле с добавлением наночастиц порошка меди, полученного в результате термолита циннамата меди терпиридин, проводили на четырехшариковой машине трения (ЧШМ). Пара трения на ЧШМ сталь-сталь представляла собой точечные контакты шаров. Шары для испытаний изготавливались из стали ШХ-15 по ГОСТ 801-78, термически обрабатывались до твердости HRC 62-66. Диаметр шара $d = 0,5''$ (12,7 мм).

При испытаниях на ЧШМ объективными параметрами смазывающих свойств смазочных композиций являлся диаметр пятна износа (D_i), определяющий противоизносные свойства смазочной ком-

позиции. Испытания на ЧШМ проводились в течение 3600 секунд при постоянной нагрузке для определения величины износа испытуемых образцов путем измерения диаметров пятна износа каждого из трех шаров с использованием оптического микроскопа Carl Zeiss AxioVert.A1.

Результаты и их обсуждение

Исследование тепловых превращений полученного комплексного соединения показало общую картину и характер сопряженного термолитиза, состоящий из нескольких последовательных ключевых этапов [9]. По данным термического анализа первая стадия термолитиза полученного комплекса имеет место до 95 °С и сопровождается небольшой потерей веса (менее 7%) на фоне слабо растущего экзотермического эффекта от 0,1 до 0,3 мВт. Происходит дегидратация (десольватация) исходного вещества и наблюдается кратковременное незначительное выделение газа, достижение пика при 93 °С на фоне небольшого увеличения эндотермического эффекта. Вторая стадия включает декарбоксилирование с последующим более глубоким разложением полимера, начиная с 230 °С, и связано с кратковременным значительным выделением газов, достижение пика при 234° С на фоне резкого увеличения эндотермического эффекта. Температурный интервал от 230 до 245° С имеет значительную потерю веса до 42 % исходного образца и связан не только с декарбоксилированием, но также с частичным удалением коричной кислоты и терпиридинового лиганда, образующий летучий аддукт в этих условия. На выходе получается наноразмерный порошок меди черного цвета.

Продуктом термолитиза исходного комплекса при 300° С является порошок черного цвета, что объясняется наличием аморфного углерода [10]. Продукты, полученные термолитизом циннамата меди терпиридина, были исследованы с помощью рентгеноструктурного анализа, который позволил получить данные об их фазовом составе, рис.1.

Рентгенограмма продукта термолитиза комплекса при 300° С в инертной атмосфере указывает на четкие дифракционные пики, расположенные в области углов 2θ - 43,45°, 50,45° и 74,10°, что позволяет идентифицировать их как металлическую медь, заключенную в полимерную матрицу (область аморфного вещества на дифрактограмме). Расчет размеров кристаллитов с использованием формулы Дебая – Шеррера позволил определить их размер: 10 нм для угла отражения $2\theta = 43,45^\circ$ и 7 нм для угла отражения $2\theta = 50,45^\circ$, средний размер кристаллитов составляет 8 нм. Острые дифракционные пики показывают, что полученный продукт является хорошо окристаллизованным.

Исследование методом АСМ полученного порошка меди в результате термолитиза циннамата меди терпиридина показывает, что наночастицы имеют преимущественно близкую к сферической форму с размером до 200 нм. Профиль сканирования ука-

зывает, что разброс размеров по высоте также не превышает 200 нм.

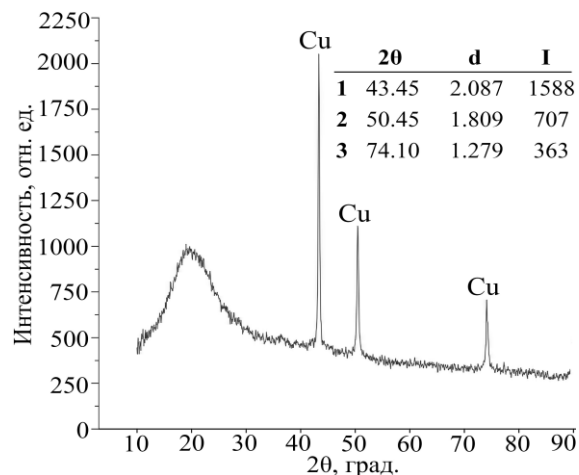


Рис. 1. Рентгенограмма порошка, полученного термолитизом циннамата меди терпиридин

Исследование противоизносных свойств смазочных композиций с добавлением в вазелиновое масло полученного порошка меди размерами частиц до 150 нм при трении пары сталь-сталь показывает значительное уменьшение диаметра пятна износа на 50% в сравнении с диаметром пятна износа, образующимся в базовом вазелиновом масле, рис. 2. Полученные результаты также могут являться следствием образования в зоне трения защитной медной пленки [11].

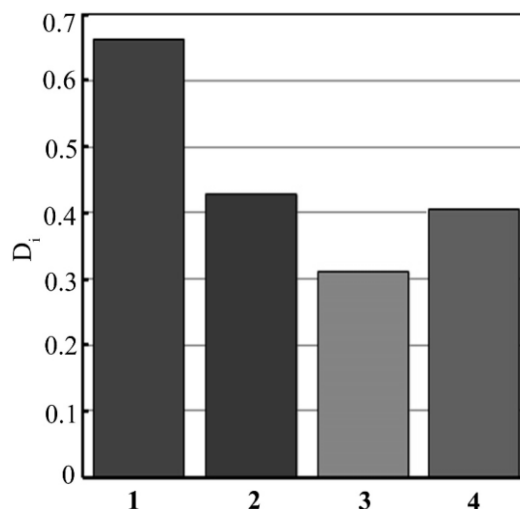


Рис. 2. Зависимость диаметра пятна износа (D_i) от концентрации нанопорошка меди в составе смазочной композиции: 1 – вазелиновое масло, 2 – вазелиновое масло + 0.025 wt.% Cu, 3– вазелиновое масло + 0.05 wt.% Cu, 4 – вазелиновое масло + 0.1 wt.% Cu

Добавление порошка в вазелиновое масло даже в небольшом количестве – 0,025% положительно влияет на противоизносные характеристики смазки в сравнении с чистым базовым маслом. Обнаруживается уменьшение диаметра пятна износа с 0,67 до 0,42 мм в сравнении с базовым маслом.

Отмечено, что наименьшее значение диаметра

пятна износа - 0,32 мм наблюдается при трении в смазке с добавлением 0,05% порошка меди.

Дальнейшее увеличение содержания наночастиц в составе смазочной композиции до 0,1% приводит к увеличению диаметра пятна износа до 0,40 по сравнению с более низким его содержанием в базовом масле (3), свидетельствуя о снижении противоизносных свойств, но оно еще остается меньше, чем при использовании базового масла без добавок.

По-видимому, увеличение содержания порошка меди приводит к незначительному абразивному изнашиванию формирующейся при трении на поверхности стали медной пленки. Таким образом, нарушается ее целостность, что приводит к дальнейшему ее разрушению под действием более крупных агломератов.

Результаты оптического исследования пятна износа показали наличие множества царапин в зоне трения стальных шаров в вазелиновом масле, рис. 3а, образующихся в результате абразивного действия продуктов износа. При трении в вазелиновом масле с добавлением 0,025% порошка диаметр пятна износа уменьшается, однако, в зоне трения на поверхности присутствует глубокая царапина, рис. 3б.

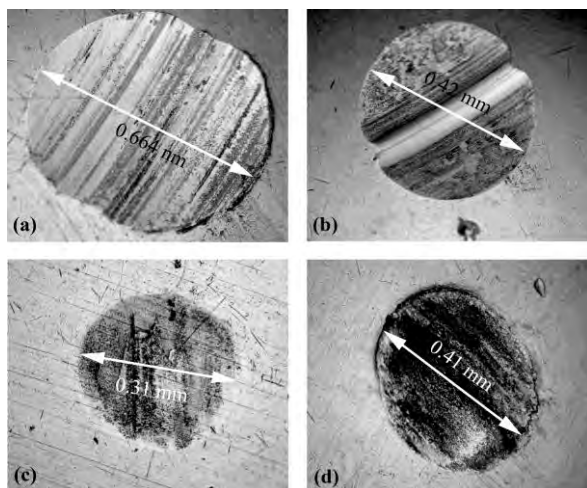


Рис. 3. Результаты оптического исследования пятен износа стальных шаров после трения на ЧШМ: а – вазелиновое масло, б – вазелиновое масло + 0,025 wt.% Cu, с – вазелиновое масло + 0,05 wt.% Cu, д – вазелиновое масло + 0,1 wt.% Cu

Данный результат может быть обусловлен недостаточным содержанием наночастиц меди в объеме вазелинового масла для формирования на стальной поверхности антифрикционной пленки с плотной структурой, достаточной для предотвращения изнашивания образца.

Вследствие этого, в узле трения могут образовываться продукты износа значительно большей твердости, чем медные наночастицы, которые и образуют на стальной поверхности царапины.

При концентрациях порошка меди в составе вазелинового масла 0,05% и 0,1% поверхность пятна износа более гладкая с наличием следов абразивного износа меньшей глубины, рис. 3с, 3д. Это связано с присутствием в зоне трения достаточного количе-

ства нанопорошка меди для образования на трущихся поверхностях пластичной защитной пленки.

Заключение.

Анализ представленных данных показывает, что сопряженный термолит хелатного мономера металла циннамата меди с хелатирующим гетероциклом терпиридином приводит к образованию металлополимерного нанокompозита со структурой ядро-оболочка, содержащего наночастицы меди. Полученный нанопорошок меди характеризуется стабильностью, и его хранение в течение длительного времени не приводит к каким-либо изменениям химического состава, размера и формы наночастиц. Предлагаемый способ получения наночастиц прост и является дешевым, что делает его подходящим для крупномасштабного производства.

Изучение противоизносных характеристик в паре трения сталь-сталь позволило установить повышение противоизносных свойств смазочного материала при его модификации нанопорошком меди при концентрации порошка в составе смазки 0,05%.

1. Amirjan M. Microstructure, wear and friction behavior of nanocomposite materials with natural ingredients // Tribology International. 2019. V.131, P.184-190.
2. Zhai, Wenzheng. Nanodiamond as an effective additive in oil to dramatically reduce friction and wear for fretting steel/copper interfaces // Tribology International. 2019. V.129. P. 75-81.
3. Singh, Nishant. Effect of addition of copper nanoparticles on the tribological behavior of macadamia oil at different sliding speeds // Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects. 2019. P.1-12.
4. Бурлакова В.Э., Дроган Е.Г., Тюрин А.И., Пирожкова Т.С. Механические свойства сервоитных пленок, формирующихся при трении в водных растворах карбоновых кислот // Вестник Донского государственного технического университета. 2018. Т.18. №. 3. С.280–288.
5. Bhaumik S., Pathak S. D. Effect of Nano and Micro Friction Modifier Based Lubricants on Wear behavior between Steel-Steel Contacts // Tribology in Industry. 2017. V. 39. P.136-143.
6. Дроган, Е. Г. Исследование топографии поверхности и механических свойств сервоитной пленки / Е. Г. Дроган // Перспективы развития фундаментальных наук: сб. науч. тр. XIII междунар. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. — 2016. — С. 148–150.
7. Бурлакова В.Э., Косогова Ю.П., Дроган Е.Г. Влияние наноразмерных кластеров меди на триботехнические свойства пары трения сталь-сталь в водных растворах спиртов // Вестник Донского государственного технического университета. 2015. Т.15. №. 2 (81). С.41–47.
8. Uflyand I.E., Zhinzhiro V.A., Dzhardimalieva G.I. New Example of Metal-Containing Monomers for Frontal Polymerization // ChemistrySelect. 2019. V.4. P.2105–2110.
9. Ufyand I.E., Dzhardimalieva G.I. Nanomaterials Preparation by Thermolysis of Metal Chelates // Springer, Cham, 2018.
10. Yudanov L.I., Logvinenko V.A., Yudanov N.F., Rudina N.A., Ishchenko A.V. Preparation of metal-polymer composites through the thermolysis of Fe(II), Co(II), and Ni(II) maleates // Inorg. Mater. 2013. V.49. P.1055–1060.
11. Бурлакова, В. Э. Трибологические возможности пары трения латунь-сталь в водных растворах органических кислот / В. Э. Бурлакова, Е. Г. Дроган, Д. Ю. Герашенко // Трибология-машиностроению: труды XII междунар. науч.-техн. конф., посвященной 80-летию ИМАШ РАН. — Ижевск, 2018. — С. 92–95.

ТЕРМИЧЕСКАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ МЕТАЛЛОМАТРИЧНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ, АРМИРОВАННЫХ ЧАСТИЦАМИ СВЕРХУПРУГОГО СВЕРХТВЕРДОГО УГЛЕРОДА

Е.И. Дроздова, И.Н. Лукина, О.П. Черногорова

Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва, Россия,
drozdova@imet.ac.ru

Высокие значения твердости (~34 ГПа) и упругого восстановления (~80%) углеродных частиц, армирующих металломатричные композиционные материалы (КМ), практически не изменяются после отжига в вакууме вплоть до 500°C. Трибологические испытания показали некоторое снижение коэффициента трения КМ (с 0,15 до 0,11) после отжига при 100°C и сохранение его значений после отжигов при 400 и 500 С (0,14 и 0,15, соответственно). Износостойкость КМ снижается с повышением температуры отжига и длительности выдержки.

Введение

Исследования, проведенные в последние десятилетия в области антифрикционных и противозносных свойств материалов для контактирующих пар трения, показали, что значительное улучшение триботехнических свойств было достигнуто за счет применения углеродных алмазоподобных покрытий [1]. Однако они имеют ряд недостатков, таких как отслаивание покрытия от подложки и невозможность использовать некоторые свойства матрицы, например, электропроводность. В настоящее время единственными объемными материалами, имеющими структуру и свойства алмазоподобных покрытий, являются некоторые продукты превращения фуллеренов под давлением [2].

Металлические композиционные материалы (КМ), армированные аморфными углеродными частицами, полученными из фуллеренов под давлением, по износостойкости многократно превосходят матричный металл, обладают низким коэффициентом сухого трения благодаря уникальному сочетанию твердости (до 50 ГПа) и сверхупругости (упругое восстановление 80-90%) армирующих частиц [3,4]. Изучение их термической стабильности важно как для понимания природы этих фаз, так и для оценки рабочих температур КМ.

Данные по температурной стабильности продуктов превращения фуллеритов под давлением в литературе весьма немногочисленны. Было установлено, что при нагреве до 380°C полимеризованные структуры фуллеренов при многократном нагреве возвращаются к состоянию исходного ГЦК фуллерита, а аморфные структуры претерпевают частичную графитизацию [5]. Значительно подробнее изучены превращения при нагреве аморфных алмазоподобных пленок, которые являются аналогом по структуре и свойствам продуктов превращения фуллеренов под давлением. Показано, что при отжиге происходит их графитизация при температурах выше 400-600°C, а при более высоких температурах происходит разрушение покрытий [6,7].

Целью данного исследования являлось изучение физико-механических свойств армирующих углеродных частиц, таких как твердость H_{IT} , модуль

упругости E_{IT} , упругое восстановление после отжигов 100, 400 и 500°C в вакууме, а также влияние предварительного нагрева на триботехнические свойства КМ на основе кобальта.

Материалы и методы исследования

Металломатричные КМ были синтезированы из смеси порошков кобальта с 10 вес.% фуллеритов $C_{60/70}$. Предварительно фуллериты подвергали механической активации в течение 4 часов в среде Ag. Термобарические условия синтеза (800°C, 8 ГПа) обеспечивали коллапс фуллереновых молекул, превращение их в частицы сверхупругой твердой углеродной фазы и спекание КМ. Микроструктуру образцов исследовали с помощью светового микроскопа Olympus (Olympus GX51). Физико-механические свойства (ГОСТ Р 8.748-2011) углеродных частиц измеряли при комнатной температуре с помощью динамического микротвердомера DUN-211 (Shimadzu, Япония), отжиг проводили в вакуумной печи при температурах 100, 400 и 500°C. Длительность выдержек составляла 10 часов, при 500°C осуществлялась вторая выдержка в течение 25 часов.

Измерение спектров КРС углеродных фаз проводили на спектрометре Horiba Jobin Yvon LabRAM HR в микрозондовом режиме, источник возбуждения-светодиодный лазер $\lambda=473$ нм.

Триботехнические испытания образцов КМ проводили на установке UMT-3МО фирмы CETR по схеме палец-диск с круговым движением. Трибологические испытания проводили при линейной скорости 0,3 м/сек в течение 2 часов по контртелу из стали твердостью 62 HRC при нормальной нагрузке 50 Н. Испытания на абразивное изнашивание выполняли при скольжении образцов по шлифовальной бумаге (электрокорунд, зернистость 18 мкм) по свежему следу при линейной скорости скольжения 0,3 м/с и нормальной нагрузке 10 Н. Интенсивность абразивного изнашивания КМ определяли по потере массы КМ при прохождении пути длиной $L=9$ м.

Результаты и их обсуждение

Синтезированные КМ содержат гладкие однородные включения армирующей углеродной фазы

размером до 200 мкм. Для этих включений характерны высокие значения твердости индентирования ($H_{IT} = 35$ ГПа), модуля индентирования ($E_{IT} = 186$ ГПа) и упругого восстановления, выраженного как отношение работы упругой деформации к общей работе деформации ($\eta_{IT} > 80\%$).

Кривые индентирования углеродных частиц после отжига в вакууме при различных температурах практически идентичны. Они показывают высокую степень упругого восстановления (80%) и небольшую глубину погружения (1,2-1,3 мкм). Такие кривые характерны для сверхупругих твердых материалов. В табл. 1 приведены физико-механические свойства армирующей углеродной фазы после отжига в вакууме при различных температурах.

Таблица 1. Физико-механические свойства армирующей углеродной фазы и коэффициент трения КМ после отжига в вакууме при различных температурах

В объеме		Свойства армирующей углеродной фазы			F тр КМ
		H_{IT} , ГПа	E_{IT} , ГПа	η_{IT} , %	
Со	Без отжига		-	-	0,49
Со + 10% C _{60/70}	Без отжига	35	186	80	0,14
	100°C 10ч	34	182	80	0,1
	400°C 10ч	34	176	80	0,14
	500°C 10ч	33	154	80	0,15
	500°C 25ч	32	100	77	0,11

Исследование структуры углеродной фазы методом спектроскопии КРС показало, что исходная углеродная фаза в КМ имеет аморфную структуру, аналогичную структуре алмазоподобных покрытий. После нагрева вплоть до 500°C спектры КРС углеродных частицы меняются незначительно (рис.1).

Трибологические испытания КМ при комнатной температуре показали некоторое снижение коэффициента трения КМ (с 0,15 до 0,11) после отжига при 100°C; сохранение значений после отжига при 400 и 500°C (0,14 и 0,15) и небольшое снижение коэффициента трения с повышением длительности выдержки при 500°C вследствие графитизации на межфазной поверхности углеродная частица/кобальтовая матрица (табл.1). Спектры КРС углеродной фазы после трибологических испытаний показали, что в обоих случаях, как без отжига, так и после отжига происходит некоторая графитизация трибослоя. Графитизация углеродных частиц в отожженном образце способствует снижению коэффициента трения КМ, однако износостойкость образцов после отжига при 500°C снижается в 4-9 раз. При этом отожженный при 500°C (24 час.) КМ по износостойкости более чем в 20 раз превосходит матричный металл.

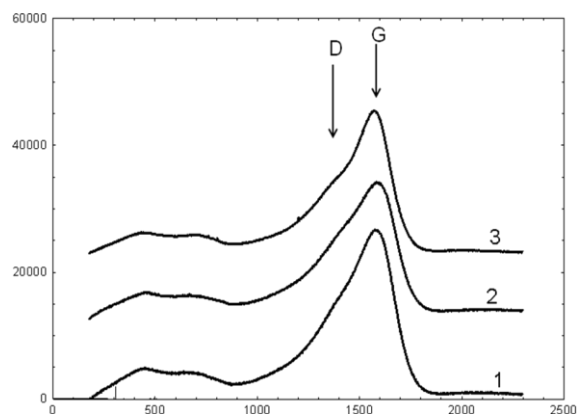


Рисунок 1. КРС спектры частицы аморфного углерода в исходном состоянии (1), после отжига при 100°C (10 час.) (2) и после отжига 500°C (25 часов) (3)

При трибологических испытаниях после отжига при температурах выше 400°C под нагрузкой 5 кг в отдельных случаях наблюдали дезинтеграцию армирующих углеродных частиц, что связано с ослаблением границ при нагреве между исходными механоактивированными фуллеритами (рис. 2). По данным микрорентгеноспектрального анализа количество кислорода на границе механоактивированных фуллеритов может достигать ~6 вес %, в то время как без механоактивации это значение не превышает 1,5 вес. %.

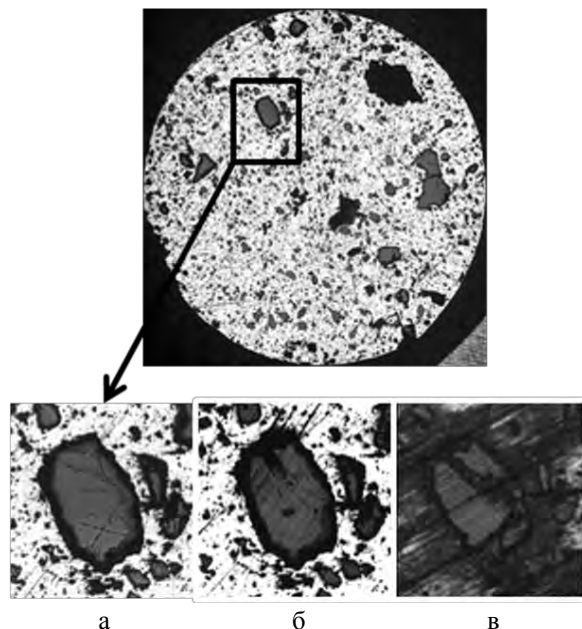


Рисунок 2. Микроструктура КМ после отжига при 500°C (вакуум) 10 часов. В квадрате выделена частица аморфного углерода в КМ, она же после отжига 500°C (а), после трибологии под нагрузкой 1 кг (б) и после трибологии под нагрузкой 5 кг (в)

В работе [8] было показано, что под воздействием кислорода воздуха при температурах выше 400°C начинается поверхностная графитизация аморфного углерода, полученного из фуллеренов под

давлением, что приводит к снижению коэффициента трения при длительных выдержках при 500°C и снижению абразивной износостойкости (рис.3).

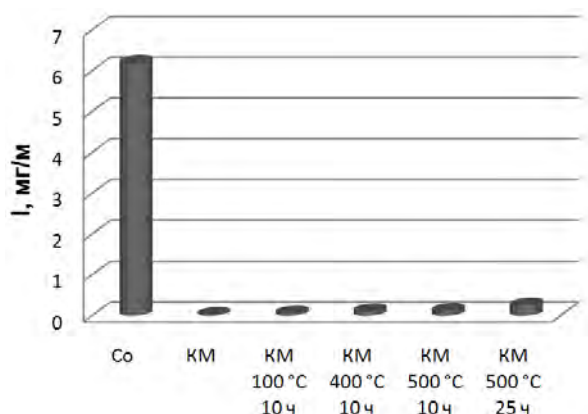


Рисунок 3. Интенсивность абразивного изнашивания КМ с ростом температуры отжига

На основании проведенных исследований установлено, что высокие значения физико-механических свойств (твердость ~34 ГПа и упругое восстановление ~80%) аморфных углеродных частиц, армирующих металломатричные композиционные материалы (КМ), практически не изменяются после отжига в вакууме вплоть до 500°C, работоспособность КМ сохраняется до температур 400°C включительно на воздухе. В защитной атмосфере она может сохраняться и до более высоких температур.

Работа выполнялась по государственному заданию № 075-00746-19-00 (П14).

1. J.Robertson. Comparison of diamond-like carbon to diamond for applications // Phys. stat. sol. 2008 (a) 205. No. 9. 2233 – 2244.
2. Wood R.A., Lewis M.H., West G., Bennington S.M., Cain M.G., Kitamura N. Transmission electron microscopy, electron diffraction and hardness studies of high-pressure and high-temperature treated C60 // J. Phys.: Condens. Matter. – 2000, № 12, P. 10411 – 10421.
3. Chernogorova O., Drozdova E., Ovchinnikova I., Soldatov A., Ekimov E., Structure and Properties of Superelastic Hard Carbon Phase Created in Fullerene-Metal Composites by High Temperature-High pressure Treatment // J. Appl. Phys. 2012. V.111. P.112601-1—112605-5.
4. Ушакова И.Н., Дроздова Е.И., Черногорова О.П., Блинов В.М., Екимов Е.А., Триботехнические свойства металломатричных композиционных материалов, армированных частицами сверхупругого твердого углерода // Металлы, 2016. № 3. С. 18—24.
5. Buga S., Blank V., Fransson A., Serebryanaya N., Sundqvist B., DSC Study of Annealing and Phase Transformations of C60 and C70 Polymerized under Pressures in the Range 9.5-13 GPa // J. Phys. Chem. Solids. 2002. V.63. P.331—343.
6. Miyoshi K. Tribological Studies of Amorphous Hydrogenated Carbon Films in a Vacuum, Space Like Environment// Proc. 1st Int. Conf. –Applications of Diamond Films and Related Materials”. — Elsevier Science Publishers. — 1991, 699—702.
7. Семенов А. П. Триботехнические свойства и вакуумные ионно-плазменные методы получения алмазных и алмазоподобных покрытий // Трение и износ. 2009. Т.30, №1, С.83—102.
8. Лукина И.Н. и др. Высокотемпературная твердость сверхупругого твердого углерода, полученного из фуллеренов под давлением // FRITME-2018, ИМАШ РАН, Москва, Россия, 26-27 ноября 2018 г.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДЕФОРМАЦИОННЫХ СВОЙСТВ УГЛЕПЛАСТИКОВ

А.М. Думанский, М.А. Алимов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; aldumans@mail.ru

Выполнен сравнительный анализ деформационных свойств двух типов углепластиков с существенно различающимися вязкостными свойствами эпоксидных матриц. Показано, что матрица, обладающая большей вязкостью, обеспечивает повышенное сопротивление трещинообразованию.

Цель

Выявить закономерности анизотропии временных свойств однонаправленного углепластика. На основе соотношений наследственного типа и теории упругости анизотропного тела получить нелинейные определяющие соотношения, позволяющие описывать реологические свойства однонаправленного углепластика.

Анализ экспериментальных данных

Наряду с высокими жесткостными и прочностными свойствами углепластиков, применяемых в авиакосмической области, весьма важно выполнять оценку параметров, косвенно связанных с сопротивлением трещинообразованию. К таким свойствам относятся характеристики, связанные с энергопоглощением при деформировании слоистых композитов. Непосредственно испытания на квазистатическое нагружение образцов не позволяют сделать подобные оценки [1,2]. Многочисленные исследования показывают, что при нагружении однонаправленных и слоистых образцов с различными схемами армирования, когда в работу активно включена полимерная матрица, имеет место контрастная зависимость кривых деформирования от нагружения, переменного во времени. В частности, влияние динамического нагружения имеет большое значение. Характер испытаний и анализ результатов показывают, что при увеличении скорости деформирования при нагружении под разными углами к направлению армирования имеет место рост начального модуля упругости, а также наблюдаются участки нелинейного поведения. Анализ опытных данных показывает, что наибольшее отклонение от линейного закона наблюдается при нагружении образцов под углом 45° к направлению армирования, что позволяет сделать вывод о том, что источником физически нелинейного поведения являются сдвиговые деформации в плоскости слоя.

На рис. 1 и 2 представлены кривые деформирования однонаправленных углепластиков AS4/3501-6 и IM7/8552 при разных значениях скорости деформации, нагружаемых под разными углами к направлению армирования [3,4]. Из рисунков видно, что образцы с эпоксидной матрицей 8552 обладают большей деформативной способностью, чем образцы с матрицей 3501-6.

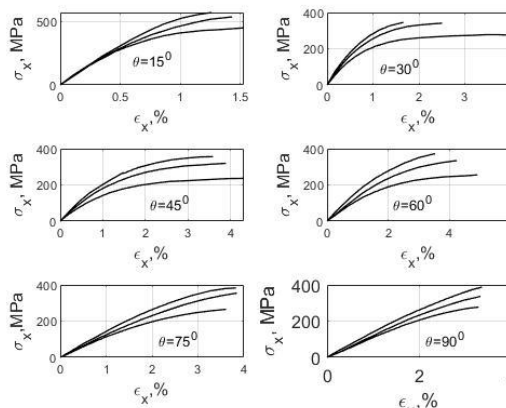


Рис. 1. Кривые деформирования образцов IM7/8552 при скоростном деформировании

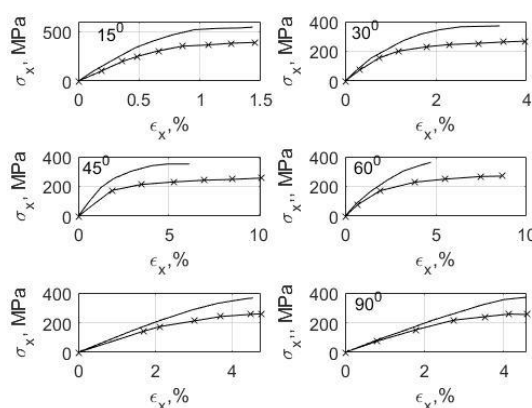


Рис. 2. Кривые деформирования образцов IM7/8552 при скоростном деформировании

Свойства однонаправленного слоя представлены в табл. 1 и 2 [2].

Таблица 1. Свойства слоя

Материал	E_1 , ГПа	E_2 , ГПа	G_{12} , ГПа	ν_{12}	ε_1^* , %	ε_2^* , %	γ_{12}^* , %
IM7/8552	165	9	5,6	0,34	1,551	0,81	5
AS4/3501-6	126	11	6,6	0,28	1,38	0,436	11

Таблица 2. Свойства волокон

Тип волокна	E_f , ГПа	E_2 , ГПа	G , ГПа	ν
IM7	276	19	27	0,2
AS4	231	15	15	0,2

Таблица 3. Свойства эпоксидных матриц

Тип матрицы	E, ГПа	G, ГПа	G _с , ГПа	ν	ε _c %	ε _c %	γ
8552	4,08	2,30·10 ⁴	27	0,38	4,4	9	5,1
3501-6	4,2	3,00·10 ⁴	15	0,34	1,7	5	4

Из табл. 1 видно, что механические свойства слоев примерно одинаковы, исключая предельные значения деформации при сдвиге и деформации в направлении, перпендикулярном волокнам, которые различаются более чем в два раза. Именно поэтому, на рис. 1 и 2 предельная деформация образцов IM7/8552 под углом 45° и 60° также примерно в два раза больше при близких значениях предельных напряжений. Модуль упругости у матрицы 8552 незначительно меньше, чем матрицы 3501-6, и это связано с тем, что матрица 8552 является более вязкой по сравнению с матрицей 3501-6. Именно этим обстоятельством объясняется повышенное значение критической энергии разрушения при расслоении однонаправленного углепластика AS4/8552 по сравнению с AS4/3501-6, равные соответственно 302,1 и 88,6 $\frac{Дж}{м^2}$, т.е. выше в 3,4 раза [5].

Таким образом, можно констатировать, что наблюдаемые в эксперименте различия в значениях предельной деформации, вызванные сдвиговыми напряжениями в плоскости слоя, пропорционально связаны с сопротивлением трещинообразованию. Кривые деформирования углепластика AS4/3501-6 и IM7/8552 приведены на рис. 3, из которого видно, что при близких начальных значениях модуля сдвига предельная деформация углепластика IM7/8552 в 2,5 раза выше, чем у углепластика AS4/3501-6, т.е. 5 и 2%, соответственно.

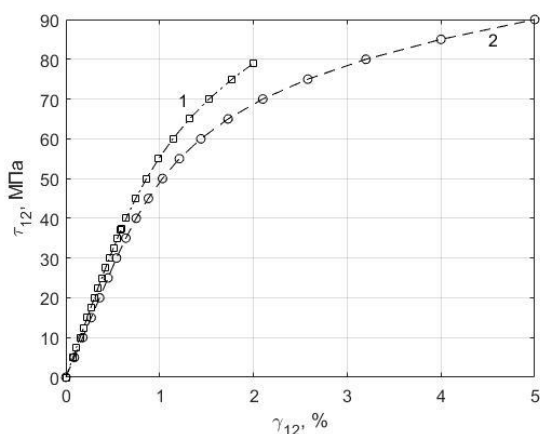


Рис. 3. Экспериментальные кривые деформирования углепластика AS4/3501-6 (1) и IM7/8552 при внутрислойном сдвиге

Описание модели

Систему определяющих соотношений запишем исходя из закономерностей механического поведения однонаправленного

углепластика. В частности, наличие жестких и хрупких волокон показывает, что в направлении армирования реологические свойства слабо проявляются и могут быть приняты справедливыми соотношения упругости. В направлении, перпендикулярном армированию, наблюдается чувствительность к скорости деформирования, но влиянием физической нелинейности можно пренебречь. При сдвиге в плоскости слоя в значительной степени проявляются и реология, и нелинейные свойства, поэтому, определяющее соотношение может быть выбрано в виде нелинейного соотношения Работнова [6]

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{\tilde{E}_1} \sigma_1 - \frac{\nu_{21}}{\tilde{E}_2} \sigma_2 \\ \varepsilon_2 &= -\frac{\nu_{12}}{\tilde{E}_1} \sigma_1 + \frac{1}{\tilde{E}_2} \sigma_2 \\ \gamma_{12} &= \varphi^{-1} (1 + k_{12} S^*) \end{aligned} \quad (1)$$

где $\frac{1}{\tilde{E}_i} = \frac{1 + k_i F_i^*}{E_i^o}$, $i=1,2$, E_i^o - модуль по мгновенной кривой деформирования вдоль соответствующего направления, k_i , F_i^* - параметр и наследственный оператор, позволяющий описывать временные свойства материала, k_{12} и S^* - аналогичные характеристики при внутрислойном сдвиге, φ^{-1} - функция, обратная кривой мгновенного деформирования при сдвиге. Операторы F_i^* , S^* имеют следующую структуру

$F_i^* \sigma = \int_0^t F_i(t-\tau) \sigma(\tau) d\tau$ и представляют собой разностные ядра наследственных операторов.

Аналитическое решение вышеописанной задачи представляет значительные вычислительные трудности, поэтому, для упрощения принимается условие подобия операторов, входящих в систему (1), и в качестве такого оператора выберем оператор Абеля:

$$F_i^* \sigma = \frac{1}{\Gamma(1+\alpha)} \int_0^t (t-\tau)^\alpha \sigma(\tau) d\tau,$$

где множитель $\Gamma(1+\alpha)$ выбирается для упрощения последующих вычислений, параметр сингулярности ядра α находится в пределах $-1,0$ и обеспечивает ограниченность деформаций при бесконечной скорости деформирования в момент приложения нагрузки. Из (1) видно, что наибольшую сложность для анализа и определения параметров представляет третье соотношение системы, которое позволяет описывать реологические и физические нелинейные свойства при сдвиге.

Реализация алгоритма

Предложенная расчетно-экспериментальная

модель предполагает определение ряда параметров. В частности, объективно однозначно определяются мгновенные значения упругих свойств слоя. Мгновенный модуль в направлении армирования равен или немного превышает соответствующее значение упругого модуля. По результатам испытаний образцов при переменном во времени нагружении в направлении, перпендикулярном армированию определяются параметры E_2^0, k_2 . На основании предыдущих исследований принималось, что параметр сингулярности ядра равен $-0,9$. Аналогичные параметры при сдвиге в плоскости слоя могут быть определены по результатам испытаний на сдвиг или по результатам испытаний образцов под разными углами к направлению армирования. Наибольший вес при обработке данных имеют результаты при нагружении под углом 45° , поскольку в них реализуется максимальные сдвиговые напряжения. В последнем случае для их определения используется известное выражение для модуля слоя под углом к направлению армирования. Отметим, что на начальном этапе параметры определяются по линейным участкам деформирования при сдвиге в плоскости слоя. В дальнейшем, значения параметров и вид определяющих соотношений будет зависеть от выбора кривой аппроксимации нелинейного участка. Наиболее простой вид определяющие соотношения принимают при кусочно-линейной аппроксимации. В этом же случае это может привести к увеличению числа определяемых параметров. Это связано с выбором значений сдвиговых деформаций, при которых происходит уменьшение модуля сдвига. В частности, при аппроксимации кривой деформирования при сдвиге для образцов углепластика AS4/3501-6 оказалось достаточно выбора одного значения деформации сдвига, равного $0,75\%$ и соответствующего ему значения уменьшения модуля сдвига ΔG_{12}^0 . В этом случае аппроксимация кривой мгновенного деформирования при сдвиге принимает следующий вид:

$$\varphi \gamma_{12} = G_{12}^0 - \Delta G_{12}^0 H \gamma_{12} - \gamma_{12}^* \quad , \quad H \quad - \text{ функция Хевисайда, соответствующего аргумента.}$$

Кусочно-линейная аппроксимация модуля сдвига для образцов углепластика IM7/8552 потребовала выбора трех значений сдвиговой деформации, при которых происходила деградация модуля сдвига: 2, 4 и 6 %. Использование же аппроксимаций кривой сдвига с малым числом параметров, например, степенной приводит к необходимости более сложных вычислений, представляющих собой результат воздействия наследственного оператора на степенную функцию. Другой, возможный путь упрощения аналитических выражений заключается в использовании линейной комбинации экспоненциальных функций в качестве ядра определяющего соотношения.

Параметры определяющих соотношений

можно определять по результатам испытаний, представленных в [3,4], рис. 1 и 2. Определяющее соотношение при постоянном значении скорости деформации вызывает необходимость обращения соотношений в (1) с использованием дробно-экспоненциальной функции Работнова как резольвенты по отношению к ядру Абеля [6]. Для получения параметров определяющего соотношения можно использовать кривые деформирования при квазистатическом нагружении образцов при сдвиге в плоскости слоя считая его частным случаем нагружения при скорости деформирования, соответствующей значению, равному 10^{-4} сек. На примере сравнения результатов испытаний углепластиков AS4/3501-6 и IM7/8552 проанализированы возможности регулирования характеристик, связанных с энергопоглощением. Показано, что с помощью соотношений наследственной механики и анизотропной теории упругости можно описать механическое поведение при переменных во времени нагрузках.

Выводы

Выполнен анализ закономерностей механического поведения образцов из однонаправленного углепластика с учетом влияния свойств полимерной матрицы. Показана возможность моделирования механических свойств углепластиков с помощью определяющих соотношений наследственного типа.

1. Failure criteria in fibre reinforced polymer composites: The World-Wide Failure Exercise. Editors: M.J., Hinton A.S., Kaddour, P.D. Soden. Elsevier. 2004. 1269 p.
2. Kaddour A.S., Hinton M.J., Li S., Smith P. Instructions of the Third World-Wide Failure Exercise (WWFE-III). Part A. 48 p.
3. Koerber H., Kuhn P., Ploekl M., Otero F., Gerbaud P-W, Rolfes R., Camanho P.P., Experimental characterization and constitutive modeling Of the non-linear stress-strain behavior of unidirectional carbon-epoxy under high strain loading // Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences/ 2018. V. 5. N 7. P. 1—24.
4. Daniel I.M., Werner B.T., Fenner J.S. Strain-rate-dependent failure criteria for composites // Composites Science and Technology 71 (2011) pp 357—364.
5. Argüelles A., Vina J., Canteli A.F., Lopez A. Influence of the matrix type on the model I fracture of carbon-epoxy composites under dynamic delamination // Experimental mechanics. 2011. March.
6. Работнов Ю.Н. Элементы наследственной механики твердых тел. М.:Наука. 384 с.
7. Dumansky A., Liu Hao, Alimov M. Strain-rate effect on mechanical behavior of unidirectional carbon fiber reinforced plastic. Materials Today: Proceedings, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.08.037>.

ДИСПЕРСИЯ, ЗАТУХАНИЕ И НЕЛИНЕЙНОСТЬ ПРИ РАСПРОСТРАНЕНИИ ВОЛН В МЕТАМАТЕРИАЛАХ, ЗАДАВАЕМЫХ КАК ЦЕПОЧКА «МАССА-В-МАССЕ»

В.И. Ерофеев¹, Д.А. Колесов^{1,2}, В.Л. Крупенин²

¹Институт проблем машиностроения РАН, Нижний Новгород, Россия; erof.vi@yandex.ru

²Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Изучаются особенности распространения продольной волны в акустическом (механическом) метаматериале, моделируемом как одномерная цепочка, содержащая одинаковые массы, связанные упругими элементами (пружинами), обладающими одинаковой жесткостью, при этом каждая масса содержит внутри себя последовательное соединение еще одной массы и упругого элемента или вязкого элемента (демпфера). Модель «масса-в-массе» свободна от недостатков, присущих ряду других механических моделей метаматериалов: она освобождает от необходимости наделять деформируемые тела свойством иметь отрицательную массу, плотность и (или) отрицательный модуль упругости.

Введение

Акустические (или механические) метаматериалы, являясь, по сути дела, не материалами, а ячеистыми периодическими конструкциями, в длинноволновом диапазоне ведут себя подобно непрерывным материалам. Изучение особенностей дисперсии, диссипации и проявления нелинейности акустических волн в метаматериалах представляет интерес. Этот интерес обусловлен, как познавательной стороной вопроса, так и перспективами практических приложений метаматериалов [1—4], среди которых все чаще называют возможность создания на их основе суперпоглотителей звука [5—8].

Руководствуясь математической аналогией между акустическими и электромагнитными волнами, многие исследователи пытались построить континуальные модели механических метаматериалов. Однако большого успеха на этом пути добиться не удалось, поскольку механические аналоги реально существующих материалов с отрицательной диэлектрической проницаемостью представляют собой деформируемые твердые тела, обладающие отрицательной массой, плотностью или отрицательным модулем упругости [9—13]. А таких материалов в природе не существует.

Избежать этого недостатка удалось на пути структурного моделирования метаматериалов.

В работе [14] рассматривалась одномерная цепочка, содержащая одинаковые массы m_1 , связанные упругими элементами (пружинами), обладающими одинаковой жесткостью k_1 , при этом каждая масса внутри себя содержала еще одну массу m_2 и еще один упругий элемент – пружину с жесткостью k_2 . Такая модель, названная цепочкой «масса-в-массе», не дает упомянутых абсурдных результатов. Через $u_1(x)$ в модели обозначено перемещение внешней массы, $u_2(x)$ – перемещение внутренней массы, L – расстояние между внешними массами когда система находится в состоянии покоя.

Нелинейная математическая модель

Обобщим модель [14] путем учета квадратичной нелинейности внешнего и внутреннего упругих элементов.

Позволим $u_1(x)$ и $u_2(x)$ быть непрерывными функциями, которые дают смещения всех m_1 и m_2 , соответственно. Используя разложение перемещений в ряд Тэйлора, и ограничиваясь двумя слагаемыми, получим

$$u_1^{(j+1)} = u_1(x+L) = u_1(x) + \frac{\partial u_1}{\partial x} L = u_1^{(j)} + \frac{\partial u_1}{\partial x} L \quad (1)$$

Техника разложения перемещений в (2) применялась Куниным И.А. [15] при преобразовании многомассовых дискретных систем в квази-континуум.

Плотности потенциальной и кинетической энергий для эквивалентного континуума, запишутся в виде:

$$W = \frac{1}{2L} \left[k_1 \left(\frac{\partial u_1}{\partial x} L \right)^2 + k_2 (u_2 - u_1)^2 + h_1 \left(\frac{\partial u_1}{\partial x} L \right)^3 + h_2 (u_2 - u_1)^3 \right] \quad (2)$$

$$T = \frac{1}{2L} \left[m_1 (\dot{u}_1)^2 + m_2 (\dot{u}_2)^2 \right] \quad (3)$$

Сформируем из (2) и (3) лагранжиан и воспользуемся вариационным принципом Гамильтона-Остроградского. Нелинейные уравнения динамики цепочки будут иметь вид:

$$\begin{aligned} \frac{m_1}{L} \frac{\partial^2 u_1}{\partial t^2} - k_1 L \frac{\partial^2 u_1}{\partial x^2} - 3h_1 L^3 \frac{\partial u_1}{\partial x} \frac{\partial^2 u_1}{\partial x^2} - \frac{k_2}{L} (u_2 - u_1) - \frac{3h_2}{2L} (u_2 - u_1)^2 &= 0 \\ \frac{m_2}{L} \frac{\partial^2 u_2}{\partial t^2} - \frac{k_2}{L} (u_2 - u_1) - \frac{3h_2}{2L} (u_2 - u_1)^2 &= 0 \end{aligned} \quad (4)$$

Эволюционное уравнение и его решение

Перейдем в (4) в движущуюся систему координат $\xi = x - ct$, $\tau = et$, где c – скорость волны, заранее не известная, ε – малый параметр, характеризующий отношение максимальной амплитуды перемещения к длине волны. Выбор переменных объясняется тем, что возмущение, распространяясь со скоростью, c вдоль оси x , медленно эволюционирует во времени из-за нелинейности и дисперсии.

Представим перемещения в виде разложе-

ний в ряды по степеням малого параметра

$$\begin{aligned} u_1(\xi, \tau) &= u_1^{(0)}(\xi, \tau) + \varepsilon u_1^{(1)}(\xi, \tau) + \dots, \\ u_2(\xi, \tau) &= u_2^{(0)}(\xi, \tau) + \varepsilon u_2^{(1)}(\xi, \tau) + \dots, \end{aligned} \quad (5)$$

Подставляя разложения (5) в (4), приходим к системе уравнений разного порядка малости по степеням ε . Нулевое приближение по малому параметру позволяет вычислить значение скорости $c = \sqrt{\frac{k_1}{m_1}} L$ и определяет связь между перемещениями

$$u_1^{(0)} = u_2^{(0)} - \frac{m_2 k_1 L^2}{m_1 k_2} \frac{\partial^2 u_2^{(0)}}{\partial \xi^2}.$$

Первое приближение приводит к эволюционному уравнению, которое в безразмерных переменных

$$X = \frac{\xi}{\xi_0}, \quad T = \frac{\tau}{\tau_0}, \quad \text{имеет вид}$$

$$\frac{\partial U}{\partial T} + d_1 \frac{\partial U}{\partial X} - d_2 \frac{\partial^3 U}{\partial X^2 \partial T} + U \frac{\partial U}{\partial X} = 0 \quad (6)$$

Здесь

$$U = \frac{\partial^2 u_2^{(0)}}{\partial \xi^2}, \quad d_1 = \frac{m_2 k_1}{3 m_1 h_1 L^2}, \quad d_2 = \frac{m_2 k_1}{\varepsilon 10^2 m_1 k_2 L},$$

а пространственный и временной масштабы выбраны так, чтобы выполнялось равенство

$$\frac{\xi_0}{\tau_0} = \frac{3 h_1 L^3}{2 \sqrt{m_1 k_1} \varepsilon}.$$

Заметим, что (6) совпадает с известным в нелинейной волновой динамике уравнением Бенджамина-Бона-Махони. Это уравнение имеет точное аналитическое решение в виде уединенной стационарной волны (солитона)

$$U = 3(V - d_1) \operatorname{sech}^2 \left[\frac{\sqrt{V - d_1}}{2Vd_2} (X - VT) \right], \quad (7)$$

где $d_2 > 0$, $V > d_1$.

Из (7) следует, что для рассматриваемого метаматериала амплитуда солитона деформации определяется соотношением

$$U = 3 \left(V - \frac{m_2 k_1}{3 m_1 h_1 L^2} \right),$$

а его ширина соотношением

$$\Delta = \frac{2V m_2 k_1}{\varepsilon 10^2 m_1 k_2 L \sqrt{V - \frac{m_2 k_1}{3 m_1 h_1 L^2}}}.$$

Модель вязкоупругого метаматериала

В рамках чисто упругой постановки задачи исследовать диссипативные свойства метаматериала не представляется возможным. Для решения такой задачи заменим упругий элемент с жесткостью k_2 на вязкий элемент. Уравнение динамики (в безразмерных переменных) модифицированной цепочки «масса-в-массе» в длинноволновом диапазоне будут иметь вид:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial T^2} - \frac{\partial^2 U}{\partial X^2} + \delta \frac{\partial^3 U}{\partial T^3} - \frac{\partial^3 U}{\partial X^2 \partial T} = 0 \quad (8)$$

$$\delta = \frac{m_1}{m_1 + m_2}$$

Здесь $\delta = \frac{m_1}{m_1 + m_2}$. Этот параметр принадлежит интервалу $\delta = [0, 1]$, включающему в себя два предельных случая: $\delta \rightarrow 1$, если $m_1 \gg m_2$ и $\delta \rightarrow 0$, если $m_2 \gg m_1$.

Анализ уравнения (8) показал, что рассматриваемая модель позволяет описать дисперсию и частотно-зависимое затухание продольной волны, характер которых существенно зависит от соотношения внешней и внутренней масс метаматериала. Было изучено поведение фазовой и групповой скоростей волны, а также эволюция ее профиля, как в низкочастотном, так и в высокочастотном диапазонах. Найдены такие соотношения масс, при которых фазовая скорость превосходит по своей величине групповую скорость (нормальная дисперсия) и такие – при которых групповая скорость превосходит фазовую (аномальная дисперсия) в широком частотном диапазоне. Обладая одинаковыми асимптотическими значениями при стремлении частоты к бесконечности, фазовая и групповая скорости имеют существенные различия в поведении, заключающиеся в том, что фазовая скорость является монотонной функцией частоты, а групповая скорость имеет максимум. Кроме того, в области нормальной дисперсии групповая скорость может иметь отрицательное значение, т.е. справедлив так называемый эффект «обратной волны», когда, несмотря на то, что фазовая скорость направлена в положительном направлении пространственной оси, энергия в такой волне переносится в отрицательном направлении.

Работа выполнена при поддержке РНФ (проект № 19-19-00065).

1. Буров В.А., Волошинов В.Г., Дмитриев К.В., Поликарпова Н.В. Акустические волны в метаматериалах, кристаллах и структурах с аномальным преломлением // УФН. 2011. Т.181. № 11. С.1205-1211.
2. Special issue on acoustic metamaterials // J. Acoust. Soc. Am. 2012. Vol. 132. No 4. Pt. 2. P. 2783-2945.
3. Acoustic metamaterials and phononic crystals / Ed. Deymier P.A. Berlin: Springer-Verlag, 2013. 378 p.

4. Acoustic metamaterials: negative refraction, imaging, lensing and cloaking / Eds. Craster R.V., Guenneau S. Dordrecht: Springer, 2013. 323 p.
5. Бобровницкий Ю.И. Эффективные параметры и энергия акустических метаматериалов и сред // Акуст. журн. 2014. Т. 60. № 2. С.137-144.
6. Бобровницкий Ю.И. Модели и общие волновые свойства двумерных акустических метаматериалов и сред // Акуст. журн. 2015. Т. 61. № 3. С.283-294.
7. Бобровницкий Ю.И., Томилина Т.М., Лактионов М.М. Дискретная модель акустических метаматериалов с потерями // Акуст. журн. 2016. Т. 62. № 1. С.3-9.
8. Федотовский В.С. Поперечные волны в дисперсном метаматериале со сферическими включениями // Акуст. журн. 2015. Т. 61. № 3. С.311-316.
9. Li J., Chan C.T. Double-negative acoustic metamaterial // Phys. Rev. 2004. E 70. 055602.
10. Fang N., Xi D., Xu J., Ambati M., Srituravanich W., Sun C., Zhang X. Ultrasonic metamaterials with negative modulus // Nat. Mater. 2006. Vol. 5. P. 452–456.
11. Ding Y., Liu Z., Qiu C., Shi J. Metamaterial with simultaneously negative bulk modulus and mass density // Phys. Rev. Lett. 2007. Vol. 99. 093904.
12. Cheng Y., Xu J.Y., Liu X.J. One-dimensional structured ultrasonic metamaterials with simultaneously negative dynamic density and modulus // Phys. Rev. 2008. B 77. 045134.
13. Chan C.T., Li J., Fung K.H. On extending the concept of double negativity to acoustic waves // JZUS. 2006. A 7. P. 24–28.
14. Huang H.H., Sun C.T., Huang G.L. On the negative effective mass density in acoustic metamaterials // Int. J. Eng. Sci. 2009. Vol. 47. P.610-617.
15. Kunin I.A. Elastic Media with Microstructure I & II, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1982–1983.

ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА ПОСАДОК ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ СО ШПОНКОЙ ДЛЯ РЕДУКТОРОВ СЕЛЬХОЗТЕХНИКИ

М.Н. Ерохин, О.А. Леонов, Ю.В. Катаев, Ю.Г. Вергазова

РГАУ-МСХА имени К.А. Тимирязева, Москва, Россия; oleonov@rgau-msha.ru

Разработана методика расчета посадок с натягом для цилиндрических соединений со шпонкой. В методику введен расчет давлений от консольной и радиальной сил для исключения раскрытия стыка соединения при малых натягах. Учтены эксплуатационные требования по ограничению наибольшего натяга для обеспечения возможной разборки и сборки соединения в полевых условиях. Введены ограничения величин шероховатостей отверстия и вала для обеспечения качества площади контакта в соединении.

Введение

В концепции модернизации инженерно-технической системы сельского хозяйства России до 2020 года указана необходимость роста показателей безотказности сельхозмашин. В этой связи остаются особо актуальными задачи повышения производственной надежности приводов и трансмиссий машин, используемых в АПК [1]. Отказы и простои техники, особенно в периоды сезонных сельскохозяйственных работ, приводят к значительным экономическим потерям, а повышение их долговечности приносит ощутимый экономический эффект [2]. Ремонт сельскохозяйственной техники с позиции обеспечения качества – это многоцелевая задача, которая решается с помощью новых методов и технологий [3]. При ремонте необходимо учитывать и изменения в международной единой системе допусков и посадок (ЕСДП) [4].

В сельскохозяйственных машинах универсального и специального назначения, при передаче вращений и моментов, широко используются редукторы, ременные и цепные передачи. В этих типах приводов чаще всего применяются цилиндрические соединения со шпонкой [5], надёжность которых не удовлетворяет современным требованиям [6]. В сельскохозяйственных машинах универсального и специального назначения, при передаче вращений и моментов, широко используются редукторы, ременные и цепные передачи. В этих типах приводов чаще всего применяются цилиндрические соединения со шпонкой. Анализ технической документации показывает, что у 60 % соединений назначены посадки с зазором, а у 40 % - переходные посадки, посадок с натягом практически нет. Например, у рассматриваемых ниже цилиндрических соединений со шпонкой редукторов завода АО «Моссельмаш», посадка $\varnothing 30H7/h9$, что свидетельствует о начале эксплуатации соединения – с зазора, причем достаточно большого по средней величине. Наличие зазора в таких соединениях приводит к фреттингу, микросрывам, образованию частиц износа и увеличению скорости изнашивания. При наличии зазора в посадке наблюдается попеременное касание с проскальзыванием каждой точки поверхности вала относительно отверстия. Если рассмотреть изнашивание соединения с натягом, име-

ющего раскрытие стыка по нагрузкой в зоне упругих деформаций, где реализуется как бы внутреннее зацепление шероховатостей, то здесь именно шпонка мешает относительному проворачиванию. Формируется регулярный микросрыв шероховатостей из-за неравенства длин окружностей вала и отверстия. Цикл вращения при таком относительно неподвижном положении деталей предполагает встречу тех точек, которые уже контактировали между собой. Все вышесказанное приводит к равномерному, но значительному износу сопрягаемых поверхностей вала и втулки.

Таким образом, скорость изнашивания соединения зависит от относительного перемещения контактируемых поверхностей, на которую, в свою очередь, влияет размер зазора или величина раскрытия стыка, присутствие абразива и продуктов износа в зоне трения. Увеличение зазора приводит к уменьшению площади контакта, увеличению удельного давления, растет и скорость микросрывов, прогрессирует число загрязнений и продуктов изнашивания в зоне контакта, рис. 1.

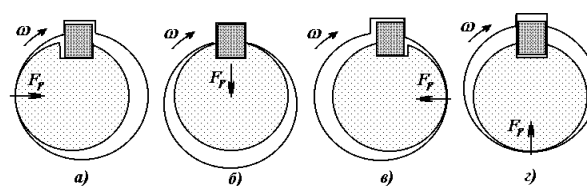


Рис. 1. Попеременный контакт поверхностей при вращении цилиндрического соединения со шпонкой

Результаты исследований и их анализ. Классическая методика расчета натягов для таких соединений неприемлема. Она не учитывает влияние таких эксплуатационных факторов, как: наличие консольных и радиальных нагрузок, от которых может произойти раскрытие стыка соединения; необходимость разборки и сборки таких соединений в полевых условиях с целью замены элементов приводов, например, цепей, звездочек, шкивов, ремней и т.п.; диапазон годового колебания температур, что может привести к раскрытию стыка или превышению допустимых давлений. Также необходимо жестко ограничить величины шероховатости поверхности отверстия и вала для обеспечения качественной площади контакта для уменьшения усилий при раз-

борке. С целью учета этих свойств разработана методика расчета предельных натягов для цилиндрических соединений со шпонкой, (табл. 1).

Таблица 1. Основные отличия классической методики расчета посадок с натягом и предлагаемой методики расчета для цилиндрических соединений со шпонкой

Этап расчета	Элементы методики:	
	существующей	предлагаемой
Определение наименьшего давления p_{\min}	При действии крутящего момента $M_{\text{кр}}$ и осевой силы $P_{\text{ос}}$	При совместном действии крутящего момента $M_{\text{кр}}$, осевой силы $P_{\text{ос}}$, радиальной силы P_r и консольной нагрузки P_k , с учетом ширины шпонки
Определение наибольшего давления p_{\max}	Из условия отсутствия текучести слабого материала при действии $M_{\text{кр}}$ и $P_{\text{ос}}$	Из условия отсутствия текучести слабого материала с учетом суммарного давления от радиальной и консольной нагрузки $p_{\min(r)}$, с учетом ширины шпонки
Определение наибольшего натяга $N_{P_{\max}}$	Из условия отсутствия пластической деформации детали	Из условия отсутствия пластической деформации детали и с расчетом натяга, обеспечивающего быструю разбираемость соединения при эксплуатации
Корректировка значений предельных натягов	Величина сминаемой шероховатости – любая. С учетом поправки на тепловое расширение	С ограничением величины сминаемых шероховатостей вала и отверстия. С анализом диапазона теплового расширения – сжатия элементов

На цилиндрическое соединение со шпонкой обычно действуют радиальная сила P_r и консольная нагрузка P_k . Наименьшее давление $p_{\min(r)}$ на контактируемых поверхностях, необходимое для исключения раскрытия стыка между сопрягаемыми поверхностями, определяем по формуле

$$p_{\min(r)} = \bar{p}_{\min(P_r)} + \bar{p}_{\min(P_k)} \quad (1)$$

где $p_{\min(P_r)}$ – давление, необходимое для исключения раскрытия стыка от действия радиальной нагрузки P_r ; $p_{\min(P_k)}$ – давление, необходимое для исключения раскрытия стыка от действия консольной нагрузки P_k .

С целью обеспечения запаса прочности эти давления рекомендуется линейно складывать. Для цилиндрических соединений, с учетом геометрии шпонки, получим следующие выражения давлений, действующих в радиальном направлении (обозначим в общем виде – $p_{\min(r)}$):

$$p_{\min(P_r)} = \frac{P_r}{(d_n - b) \cdot l}; \quad (2)$$

$$p_{\min(P_k)} = \frac{3 \cdot P_k \cdot L}{(d_n - b) \cdot l^2}. \quad (3)$$

При действии осевой и консольной нагрузки необходимо уменьшить расчетное значение

наибольшего давления (рассчитываемое по IV теории прочности) p_{\max} на наибольшую из величин $p_{\min(r)}$, которые получены по выражениям (3) и (4), таким образом

$$p_{\max} = p'_{\max} - p_{\min(r)}. \quad (4)$$

Наибольший натяг, при котором возможен сдвиг втулки относительно вала (условие разбираемости соединения «вал – втулка» в полевых условиях), определяем по формуле

$$N_{P_{\max}} = \frac{Q \cdot L_p \cdot (C_d/E_d + C_D/E_D)}{f \cdot \pi \cdot l \cdot (r_{cp} \cdot \text{tg}(\alpha + \varphi_{\text{пр}}) + 0,67 \cdot f_1 \cdot r_0)}, \quad (5)$$

где Q – сила на рукоятке приспособления; L – плечо нагрузки, м; C_d и C_D – коэффициенты Ламе вала и втулки; E_d и E_D – модули упругости материала вала и втулки, Па; l – длина соединения; r_{cp} – средний радиус резьбы винта, м; α' – угол подъема винта резьбы; $\varphi_{\text{пр}}$ – приведенный угол трения в резьбовой паре; f_1 – коэффициент трения на торце приспособления; r_0 – радиус опоры, м.

Увеличение шероховатости поверхности в соединениях с натягом приводит к уменьшению фактической площади контакта, поэтому в данной методике введено жесткое ограничение поправки на смятие шероховатости поверхности:

$$\Delta N_{R_{\text{доп}}} \leq 2 \cdot k_R \cdot \eta \cdot (R_{\text{аддоп}} + R_{\text{аддоп}}), \quad (6)$$

где k_R – коэффициент перевода параметра шероховатости поверхности R_a в R_z ; η – коэффициент смятия шероховатости; $R_{\text{аддоп}}$ и $R_{\text{аддоп}}$ – предельно допустимые параметры шероховатости поверхности вала и отверстия (для наиболее используемых размеров – от 18 до 120 мм: при прессовании $R_{\text{ад}} \leq 1,25$ мкм и $R_{\text{ад}} \leq 2,5$ мкм; при нагреве или охлаждении деталей – тепловом расширении – эти значения рекомендуется увеличивать в два раза).

Усовершенствованы рекомендации по тепловому расчету изменения размеров деталей в посадке в случае отличия сопрягаемых материалов. С целью учета условий эксплуатации, в зависимости по расчету наименьшего натяга предложено ввести динамический коэффициент посадки. Для нашего случая, когда отсутствуют высокие скорости вращения, зависимости для расчета предельных технологических натягов будут иметь вид:

$$N_{T_{\max}} = N_{P_{\max}} \cdot \gamma_{\text{уд}} + \Delta N_R \pm \Delta N_t; \quad (7)$$

$$N_{T_{\min}} = N_{P_{\min}} \cdot k + \Delta N_R + \Delta N_{\text{II}} \pm \Delta N_t, \quad (8)$$

где: ΔN_R – поправка на смятие шероховатостей отверстия и вала при формировании соединения; ΔN_t – поправка на температурные деформации деталей; ΔN_{II} – поправка на уменьшение натяга при повторных разборках - сборках; $\gamma_{\text{уд}}$ – коэффициент учета увеличения удельного давления у торца отверстия. k – динамический коэффициент посадки.

Результаты расчета посадок для соединений валов (40X) с втулкой звездочки (СЧ-20) унифици-

рованных редукторов Н090.20 АО «Моссельмаш» приведены в таблице 2.

Таблица 2. Расчет посадок для соединений валов с втулкой звездочки унифицированных редукторов Н090.20 АО «Моссельмаш»

№ п.п.	Параметр	Ед. изм.	Обозначение	Значение
1.	Диаметр соединения	м	d_n	$\varnothing 0,03$
2.	Длина соединения	м	l	0,058
3.	Ширина шпонки	м	b	0,012
4.	Допустимое значение поправки на смятие шероховатости	мкм	$[\Delta N_R]$	11,25
5.	Поправка на температурное расширение	мкм	ΔN_t	-1,6...0,8
6.	Наибольший технологический натяг из условия разбираемости	мкм	N_{Tmax}	78,31
7.	Наибольший технологический натяг из условия прочности	мкм	N_{Tmax}	124,74
8.	Наименьший технологический натяг для компенсации крутящего момента	мкм	$N_{Tmin(l)}$	36,88
9.	Наименьший технологический натяг для компенсации раскрытия стыка	мкм	$N_{Tmin(r)}$	14,95
10.	Стандартная посадка из условия прочности	–	–	30H8/y8
11.	Стандартная посадка из условия разбираемости	–	–	30H7/x6

Нормированная чертежом шероховатость поверхностей отверстия и вала $R_a = 2,5$ мкм в исследуемом редукторе завода Моссельмаш, превосходит допустимые значения для обеспечения качественного формирования посадки с натягом, для данных размеров это значение должно составлять не более $R_a = 1,25$ мкм.

Анализ динамики изнашивания соединений с серийными и расчетными посадками показал, что скорость изнашивания расчетного соединения звездочки с валом $\varnothing 30H7/x6$ в 12 раз меньше, чем скорость изнашивания серийного соединения $\varnothing 30H7/h9$. Существенное снижение скорости изнашивания рассматриваемых соединений достигнуто корректиров-

кой точностных параметров посадки. При переходе в посадках к гарантированным натягам отсутствует фреттинг и не формируются продукты износа. Даже при наличии начального фреттинга из-за перегрузок запас на износ в таких соединениях будет значительно больше.

Вывод.

Таким образом, для цилиндрических соединений со шпонкой, которые нашли широкое применение в сельскохозяйственном машиностроении, разработана методика расчета наибольшего и наименьшего натяга. В методике учтена необходимость проведения разборочно – сборочных работ в процессе эксплуатации, предотвращено раскрытие стыка от действия радиальной и консольной нагрузки, а также ограничена шероховатость поверхностей деталей для формирования стабильной площади контакта в соединении. По полученным данным выбраны посадки для соединений унифицированных редукторов Н090.20 АО «Моссельмаш». Установлено, что интенсивность изнашивания расчетного соединения звездочки с валом $\varnothing 30H7/x6$, при переходе к гарантированным натягам снизилась в 12 раз.

1. Пастухов А.Г. Оценка совершенства агрегатов механических трансмиссий // Тракторы и сельскохозяйственные машины. 2008. № 4. С. 40-44.
2. Пастухов А.Г. Расчет экономического эффекта при повышении надежности агрегатов механических трансмиссий сельскохозяйственной техники (на примере карданных передач) // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2008. № 2. С. 152-153.
3. Ерохин М.Н., Леонов О.А. Особенности обеспечения качества ремонта сельскохозяйственной техники на современном этапе // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2005. № 1. С. 9-12.
4. Бондарева Г.И. Изменения в стандарте единой системы допусков и посадок // Тракторы и сельхозмашины. 2016. № 12. С. 39-42.
5. Ерохин М.Н. Детали машин и основы конструирования. М.: Изд-во КолосС, 2005. 462 с.
6. Вергазова Ю.Г. Влияние точностных и технологических параметров на долговечность соединения «вал-втулка» // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2014. № 3. С. 17-19.

ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВЕННО-ТОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ

С.Ю. Жачкин^{1,2}, Г.И. Трифонов¹

¹Военный учебно-научный центр Военно-воздушных сил «Военно-воздушная академия имени профессора
Н.Е. Жуковского и Ю.А. Гагарина», Воронеж, Россия; trifonov_gi@mail.ru

²Воронежский государственный технический университет, Воронеж, Россия

В данной работе проведено исследование адгезии функционального покрытия, полученного с помощью технологии плазменного напыления. Рассмотрено распространение фронта трещины в композитном материале покрытия. Предложено рассмотреть возможность о введение в состав материала напыления дополнительных композитных включений.

Цель

Со стороны экономической целесообразности восстановление деталей, в частности с помощью газотермической обработки, обусловлено тем, что около половины деталей, поступающие на ремонтные работы, могут быть использованы после восстановления при его себестоимости 15...30% цены новых деталей. При этом стоит отметить, что лишь 5...9% деталей не подлежат восстановлению [1–3].

Одним из перспективных способов восстановления изношенных деталей является плазменное напыление. Стоит отметить, что наиболее широко можно варьировать материалами в составе покрытий при нанесении их газотермическим, в частности, плазменным напылением. Возможно использование металлов, керметов, керамики [2]. Все другие методы нанесения покрытий резко ограничивают выбор используемых материалов [3].

Вместе с тем, у плазменных покрытий имеется недостаток – низкая прочность сцепления покрытия с основой, что ограничивает область их применения. Следовательно, необходимо существенно увеличить прочностные свойства напыляемых покрытий. В этой связи, вопросы исследования, анализа и увеличения ресурса деталей с помощью плазменного напыления являются весьма актуальными как в теоретическом, так и в практическом отношении [4].

Цель работы – провести исследования адгезионной прочности покрытий на поверхности детали. Провести математическое моделирование распространения фронта трещины в материале покрытия с композитными включениями

Исследование работоспособности покрытий

При исследовании и анализе покрытий в основном главным критерием для оценки является величина механических напряжений. Причем, эти напряжения не должны превышать когезионную прочность между частицами внутри самого покрытия, а также величину адгезии между покрытием и основой.

Для оценки величины контактных напряжений в зоне сопряжения поверхности детали с плазменным покрытием и контр-тела, необходимо смоделировать процесс взаимодействия поверхностей, причем достаточно рассмотреть лишь механическую

нормирующую нагрузку на покрытие в статике. В динамике нагрузка увеличивается от действия тангенциальной силы трения [5].

Опираясь на результаты работ [6, 7], отметим, что вступившие в контакт микровыступы сформированного покрытия деформируются вначале упруго, а затем, когда нагрузка превысит некоторую величину – пластически. При этом шероховатость (верхний слой) поверхности первого тела внедряется в поверхность контр-тела.

Распределение неровностей по высоте, образующие микропрофиль поверхности плазменного слоя, описывается функцией Гаусса [8]:

$$\Phi Z = \int_0^z \varphi \xi d\xi, \quad (1)$$

где: Φ – функция распределения; Z – координата относительного сближения; φ – функция плотности; ξ – текущая координата (обозначает положение класса чистоты).

При рассмотрении нанесенного плазменного покрытия нормирующая нагрузка воспринимается через отдельные частицы и ограничена величиной упругой деформации частиц в покрытии. Также стоит учитывать, что на деформацию частиц покрытия также оказывает влияние величина твердости контр-тела. Пластическая деформация в покрытии минимальна относительно деформаций в поверхностном слое тела из-за малой величины связи между частицами материала в виду, как правило, высокой пористости материала покрытия. Следовательно, эквивалентное напряжение на контакте не должно превышать, по крайней мере, когезионную прочность сцепления частиц в покрытии. Лишь при данном условии можно рассчитывать на достаточную работоспособность детали с нанесенным покрытием.

Исследование прочности материала

При рассмотрении двухфазного (композитного) материала, стоит отметить, что частицы различной фракции в покрытии и материал поверхности детали обладают различными термоупругими свойствами и в силу низких значений адгезионной и когезионной прочности покрытия, они могут служить источни-

ками зарождения трещин [9].

Соединения, составляющих материала покрытия, оказывают решающее значение на развитие трещин. Если разрушение развивается от частицы к частице, то разрушение всей системы материала покрытия произойдет после разрушения одного из «слабых» компонентов [9]. Но если компоненты материала разделены друг от друга сопротивляющимися трещине прослойками, то они будут разрушаться последовательно и независимо, что и характеризует более высокую прочность такой системы (рис.1).

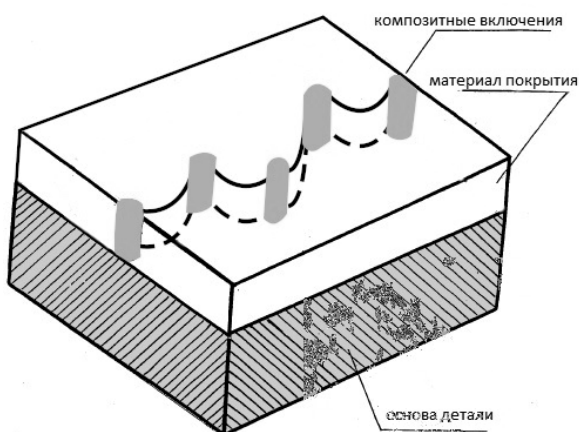


Рис. 1. Модель распространения трещины в материале с неоднородными компонентами

Как известно из работы [10] для покрытия наиболее опасными является растягивающее напряжение, характеризуется выражением:

$$dP / d\varepsilon = 0, \quad (2)$$

где: P – равнодействующая нагрузка распределённых поверхностных сил; ε – величина деформации.

Далее воспользуемся описанием поведения двухфазного композиционного материала. В нашем случае 1 фаза – композитные включения, 2 – основной материал покрытия. При малых деформациях (рис. 2а) в области упругости, при $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$ напряжение в двухфазном материале можно представить:

$$\sigma = V_1 E_1 \varepsilon_1 + V_2 E_2 \varepsilon_2, \quad (3)$$

где: V_1 и V_2 – относительное объемное содержание фаз; E_1 и E_2 – модули упругости.

Для дальнейшего исследования образования трещины в покрытие, а также связи между тензором напряжений и тензором деформаций, во главу математического моделирования ставят Закон Гука, который описывают уравнениями с другими постоянными, например, с техническим модулем E . Этот модуль можно выразить через коэффициенты Ламе [11], которые применимы именно для плазменного напыления детали:

$$E = \frac{\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu}, \quad (4)$$

где: λ и μ – коэффициенты Ламе.

При увеличении нагрузки P начинается разрушение фазы с меньшей предельной деформацией. Принимая $\varepsilon_1 > \varepsilon_2$, а также учитывая формулу (4), получаем:

$$\sigma = V_1 \frac{\mu_1(3\lambda_1 + 2\mu_1)}{\lambda_1 + \mu_1} \varepsilon_1 + V_2 \varepsilon_2. \quad (5)$$

При таком напряжении фаза 2 разрушится, и нагрузка перераспределится на фазу 1. Разрушение фазы 1 может произойти при условии:

$$\sigma_1 V_1 < V_1 \frac{\mu_1(3\lambda_1 + 2\mu_1)}{\lambda_1 + \mu_1} \varepsilon_1 + V_2 \varepsilon_2. \quad (6)$$

В этом случае зона разрушения ограничится областью, непосредственно примыкающей к зоне первого разрушения. Таким образом, происходит единичное разрушение (рис. 2б).

Если $\sigma_1 > \sigma_2$ или $V_1 > V_2$, то фаза 2 будет продолжать нести возрастающую нагрузку до разрушающего напряжения:

$$\sigma_1 V_1 > V_1 \frac{\mu_1(3\lambda_1 + 2\mu_1)}{\lambda_1 + \mu_1} \varepsilon_1 + V_2 \varepsilon_2. \quad (7)$$

При этом фаза 2 будет продолжать разрушаться. Это явление называется множественным разрушением (рис. 2с) [11].

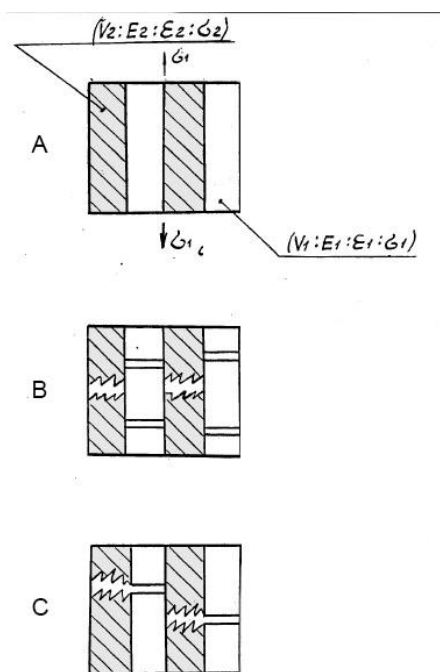


Рис. 2. Модель разрушения двухфазного Материала

Результаты исследований

Из анализа вышеприведенных уравнений можно сделать вывод, что при $\varepsilon_1 > \varepsilon_2$ и $V_1 > V_2$, разрушение произойдет вследствие единичного разрыва. В случае $\varepsilon_1 > \varepsilon_2$ и $V_1 < V_2$ произойдет множественное разрушение.

В итоге, можно представить, что при объемном содержании пластической фазы 1, равным 100%, проявляется множественное разрушение материала покрытия, т.е. покрытие обладает наибольшей прочностью.

Это состояние покрытия возможно для наплавленного монолитного металла.

При объемном содержании фазы 2, равным 100%, произойдет единичное разрушение материала покрытия вследствие развития трещины, что наблюдается при разрушении композитных покрытий.

Введение в состав покрытия дополнительного компонента, обладающего большей пластичностью и размером, превышающим величину частиц в покрытии, возможно существенно увеличить прочность функционального покрытия [12].

Выводы

Проведены исследования адгезионной прочности покрытий и поверхности детали. Составлена математическая модель распространения фронта трещины в материале покрытия с композитными включениями. Сделан вывод, что для достижения необходимых величин когезии и адгезии покрытия необходимо рассмотреть возможность о введение в состав материала напыления дополнительной фазы (элементов), обладающей большей пластичностью и размером, превышающим величину частиц в покрытии. Для данной теории необходимо провести ряд экспериментов на различных металлических образцах с комбинированными составами композитного материала напыления. Причем в ходе проведения выше указанных исследований, стоит учитывать многофакторность процесса и технологиче-

ские и кинематические параметры плазменного напыления.

1. Балановский А.Е. Плазменное поверхностное упрочнение металлов // Иркутск. Изд-во ИрГТУ. 2006. – 180 с.
2. Ильюшенко А.Ф. Процессы формирования газотермических покрытий и их моделирование / А.Ф. Ильюшенко, А.И. Шевцов, В.А. Оковитый, Г.Ф. Громыко // Минск: Беларус. Навука. 2011. – 357 с.
3. Леонов С.Л. Моделирование износа наплавленных поверхностей деталей / С.Л. Леонов, А.А. Ситников, М.Е. Татаркин // Ползуновский альманах. 2012. №1. С.228–229.
4. Лещинский Л.К. Плазменное поверхностное упрочнение / Л.К. Лещинский, С.С. Самотугин, И.И. Пирч, В.И. Комар. К.: Тэхника, 1990. – 109 с.
5. Икрамов У.А. Расчетные методы оценки абразивного износа. М.: Машиностроение, 1987. – 288с.
6. Жачкин С.Ю. Расчетные методы оценки абразивного износа плазменного покрытия винтовой поверхности детали / С.Ю. Жачкин, Г.И. Трифонов // Приложение к журналу. Вестник Тамбовского университета. Серия Естественные и технические науки. Тамбов. 2018. Т. 23. №122. С. 294–298.
7. Пузырьков А.Ф. Теоретические основы технологии плазменного напыления // Учеб. Пособие по курсу «Технология конструкций из металлокомпозитов». 2-е изд., перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Е. Баума-на. 2008. – 360 с.
8. Эрден-Груз Т. Основы строения материи. М.: Мир, 1976. – 488 с.
9. Соснин Н.А. Плазменные технологии. Руководство для инженеров / Н.Е. Соснин, С.А. Ермаков, П.А. Тополянский // СПб: Изд-во Политехи, ун-та, 2013. – 406 с.
10. Трифонов Г.И. Математическое моделирование процессов плазменного напыления покрытий трехкомпонентных сред / Г.И. Трифонов, В.С. Поленов, С.Ю. Жачкин // Современные наукоемкие технологии. №10. 2018. С. 131–136.
11. Combined Additive Technology in the Restoration of Aircraft Parts / Trifonov G.I., Penkov N.A., Krasnov A.A., V.G. Gritsyuk // International Theoretical and Practical Conference on Alternative and Smart Energy (TPCASE 2018), ISBN: 978-1-60595-617-6, 2018, P. 294–297.
12. Estimation of a Heat Distribution in a Part Plasma Coating Process / Trifonov G.I., Zhachkin S.Yu., Krasnova M.N., N.A. Penkov // International Theoretical and Practical Conference on Alternative and Smart Energy (TPCASE 2018), ISBN: 978-1-60595-617-6, 2018, P. 298-301.

ELECTROPLASTIC EFFECT IN DUPLEX STAINLESS STEEL UNDER TENSION

C. Gennari¹, I. Calliari¹, A. Frolova², V. Stolyarov^{2,3}

¹The University of Padova, Padova, Italy

²National Research Nuclear University MEPhI, Moscow, Russia

³Mechanical Engineering Research Institute of the RAS, Moscow, Russia; vlstol@mail.ru

The electroplastic effect under tension in two-phase steel DUPLEX 2205 is investigated. The stress – strain curves under tension without current and with different types of current and under various conditions are compared. It has been established that the greatest effect of current on flow stresses is achieved by introducing a multi-pulse current with a maximum density and pulse duration.

Introduction

Duplex stainless steels (DSSs) are a peculiar type of high alloyed stainless steels characterized by a biphasic microstructure (ferrite and austenite). In order to obtain the best combination of mechanical and corrosion properties, austenite and ferrite have to be present in equal amount. This can be achieved through a solution heat treatment conducted at a temperature that varies depending on the DSS grade (between 1050 °C and 1150 °C). As a consequence, the presence of metastable austenite and ferrite could lead to solid state phase transformation upon heating in a very specific range of temperature (between 475 °C and 1000 °C) even for a few minutes. The most frequent secondary phases are σ -phase, χ -phase, nitrides and the spinodal decomposition of ferrite (475 °C embrittlement). Even small amount of secondary phases have been found to strongly reduce mechanical properties such as impact toughness and corrosion resistance (i.e., critical pitting temperature). They are widely used in chemical and petrochemical plants, pulp and paper industry, offshore application etc. It has recently been suggested an interesting application of DSSs drawn wires in the construction of offshore fish farm cages and in geological protection systems (i.e., rockfall protection, slope stabilization). Due to their high mechanical strength, drawing operation could be quite difficult to perform. Exploiting the electroplastic effect during drawing operation could be a way to reduce the force needed to form these type of stainless steels [1-3]. The electroplastic effect is a phenomenon that is used in the so called electrically assisted forming (EAF). It has been observed a decrease in the force needed to form various metallic alloys when deformed with the aid of electrical current. In order to investigate the effect of electrical current on the plastic flow of DSSs, tensile tests on drawn and annealed wires have been performed under different current regimes.

Materials and methods

The microstructure of the investigated DSS is reported in Figure 1 and its composition is summarized in Table 1. It consist of austenitic grains (light phase) dispersed in a ferritic matrix.

Table 1. Chemical composition of the investigated DSS (wt.%)

	C	Cr	Mn	Mo	N	Ni	P	S	Si
UNS S32205	0.015	22.339	1.625	3.320	0.166	4.732	0.030	0.002	0.384

The material was cold drawn from 6.5 mm to 6 mm and then solubilize at a temperature of 1100 °C for one hour in order to dissolve any possible secondary phase formed and to eliminate the work-hardened state due to the drawing process.

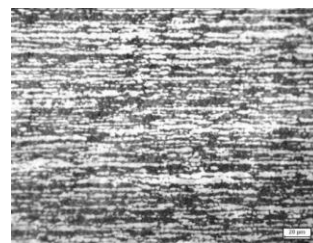


Fig. 1. Microstructure of the drawn and annealed DSS. Light phase is austenite and dark phase is ferrite.

Electrical tensile test were performed under two different current modes (single repeated pulses and multipulses). It was decided to limit the temperature of the specimen up to 400 °C in order to stay in the cold/warm deformation regime and to not fall into the secondary phases temperature stability regime. Current pulses in the first case lasted between 500 μ s and 1000 μ s with a current density of 350 A/mm² and 980 A/mm², while in the second case pulse duration was 100 μ s at a frequency of 1000 Hz with current density of 45 A/mm² and 55 A/mm².

Results and Discussion

The most representative flow stress curve at each condition together with the baseline at room temperature are depicted in Figure 2.

In the case of single repeated pulses, negligible joule heating was observed during the tests, while in the other case a temperature of 240 °C and 360 °C were observed depending on the current density (higher current density higher temperature).

It can be seen from Figure 2 left the peculiar morphology of the flow stress curves.

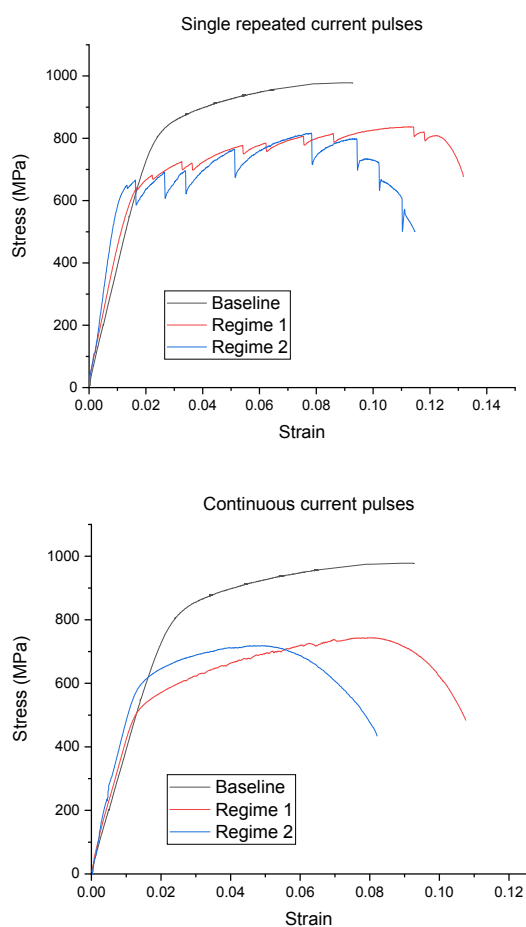


Fig. 2. Flow stress curves of single repeated current pulses (top) and continuous current pulses (bottom).

The segmentations are because of the effect of the electrical current pulses during the deformation. Stress drop in the order of 25 MPa for lower current density and of approximately 100 MPa for the higher current density. Moreover a clear reduction in the ultimate tensile strength and an increase in the fracture strain in comparison with the baseline were observed.

In the case of continuous pulsed current (Figure 2 right) stress drops were not observed due to the lower pulse duration and the very high pulse frequency. The decrease in ultimate tensile strength for both the tests is to ascribe not only to the raise in temperature due to joule heating but also to an athermal effect because of the electrical current. The material tested under less severe current density (45 A/mm²) showed a slight increase in fracture strain compared to the baseline, while for the higher current density condition (55 A/mm²) the fracture strain was worse than the baseline.

The best conditions observed in terms of increase in fracture strain and decrease in UTS were 350 A/mm² single repeated pulses. In the case of higher current density the lower UTS and fracture strain could be because of the too long duration of the current pulses. Unfortunately due to the impossibility to set the current frequency, the higher current density utilized that limited the specimen temperature below 400 °C was 55 A/mm².

Conclusions

The electroplastic effect under tension in biphasic annealed steel depends on the type and mode of current. The transition from single-pulse to multi-pulse current, as well as an increase in current density and pulse duration, can reduce the flow stress by 25-30% compared to tension without current while maintaining sufficient ductility.

1. H. Conrad. Some effects of an electric field on the plastic deformation of metals and ceramics. *Materials Research Innovations* 2 (1998), pp.1-8.
2. Gennari C., Pezzato L., Simonetto E., Gobbo R., Forzan M., Calliari I., Investigation of Electroplastic Effect on Four Grades of Duplex Stainless Steels, *Materials* (2019) Vol. 12, Issue 12, pp 1911-1929
3. Ivanov A.M., Ugurchiev U.Kh., Stolyarov V.V., Structure and properties of structural steels after intense plastic and electroplastic deformation, *Fundamental problems of modern materials science* (2012) 104-112.

О МЕХАНИЗМАХ СНИЖЕНИЯ ИЗНОСА В НАНОКОМПОЗИТЕ Al_2O_3 / ГРАФЕН, ПОЛУЧЕННОМ МЕТОДОМ ПЛАЗМЕННО-ИСКРОВОГО СПЕКАНИЯ

А.Г. Жолнин¹, И.М. Курчатов¹, В.В. Столяров²

¹ Государственный Университет по Землеустройству, Москва, Россия

² Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Приведен обзор работ по структуре и трибологическим свойствам композита корунд-графен, полученным методом СПС. Показано, что износ композита при трении снижается на два порядка по сравнению с чистым корундом. Дано качественное объяснение механизмов снижения износа, а также возможного механизма образования агломератов графена при спарк-плазменном спекании.

Введение.

Целью данной работы является анализ публикаций по композиту корунд-графен, по которому проведено достаточно много исследований для проведения обобщений и выявления закономерностей.

Графен, являющийся двумерной аллотропной модификацией графита, был получен Новоселовым и Геймом в 2005 году [1]. Он обладает рядом уникальных электрофизических, механических, тепловых свойств [1-3].

Керамические композиты получают путем смешивания порошка керамики с чешуйками графена и последующим спеканием смеси. Свойства подобных композитов зависят от состава и дисперсности керамического порошка, модификации графена, а также, способов перемешивания и компактирования исходной смеси. К недавним работам в этом направлении следует отнести работы [4-8], где основной акцент сделан на прочностные свойства композита и износ при трении.

Получение композита.

Наиболее популярным для получения композитов на основе керамики является метод плазменно-искрового спекания (СПС) или в зарубежной терминологии Spark plasma sintering (SPS). Идея метода заключается в нагреве порошкового материала до температуры спекания с высокой скоростью (сотни градусов в минуту) путем пропускания пульсирующего постоянного тока через графитовую пресс-форму со спекаемым порошком при одновременном приложении к пуансонам программируемого давления. Высокие скорости нагрева позволяют сократить длительность процесса спекания и ограничить рост частиц порошка в процессе консолидации.

Микроструктура и основные физические характеристики.

На рис. 1 показан порошок графена, использующийся в рассматриваемых нами работах. Он получен методом ультразвуковой эксфолиации микрокристаллического графита в различных органических растворителях.

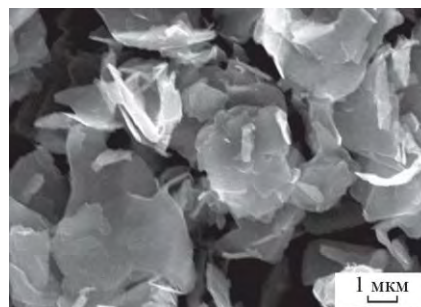


Рис 1. Порошок графена.

Порошок $\delta-Al_2O_3$, получен окислением дисперсного алюминия в воздушной плазме. Средний размер частиц составлял 36 нм. В процессе нагрева при температурах около 1250°C $\delta-Al_2O_3$ превращается в $\alpha-Al_2O_3$ (корунд). Перемешивание порошков проводили в диметилформамиде ультразвуковой диспергацией в течении 40 мин. Полученную суспензию сушили на воздухе и растирали в ступке [6]. СПС смеси порошков проводили в вакууме на установке Labox-625 SinterLand в графитовой матрице с внутренним диаметром 15 мм. Скорость нагрева составляла 100°C/мин, максимальная температура нагрева 1550° С, выдержка при максимальной температуре 10 мин. К пуансонам прикладывалось давление 50 МПа.

При содержании графена 0,5-1,0% вес. присутствие графена проявлялось на сколе образца в виде пластинок, вцементированных в зерно корунда [8]. При более высоком содержании графена (2%) в теле компакта наблюдаются агломераты графена (Рис. 2) [6]. Считается [8], что

причиной наличия агломератов графена в спеченном композите являются остатки неразрушенных при ультразвуковой диспергации исходных агломератов графена.

Присутствие графена в спеченном композите проявляется как в незначительном снижении плотности компакта (на 2,5 %), так и в увеличении его микротвердости на 7%. Максимум микротвердости наблюдается при 2% графена. Это говорит о том, что далеко не весь графен концентрируется в агломератах.

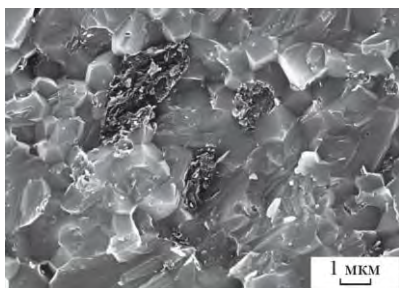


Рис. 2. Агломераты графена среди зерен корунда. Наблюдаются при содержании графена 2% весовых.

Трибологические свойства.

В работе [8] исследовали истирание композита при вращательном движении сапфирового шарика по его поверхности при комнатной температуре. На рисунке 3 приведены профилограмма дорожки износа и ее внешний вид для чистого корунда. Видны вырванные зерна и наноразмерные частицы (результат истирания зерен). При содержании графена 1 и 2 % дорожка износа почти отсутствует. Величина износа в обоих случаях ниже, чем у чистого корунда на 2 порядка. Коэффициент трения при этом снижается на 40% при 1% графена и на 20 % при 2% графена [8]. Вид поверхности дорожек износа приведен на рисунке 4.

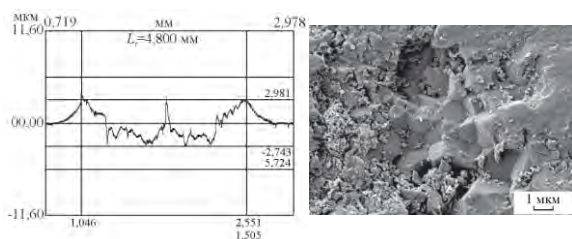


Рис.3. Профиль дорожки износа и ее внешний вид у образца корунда без графена.

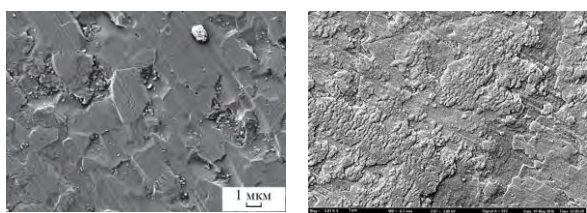


Рис. 4. Вид поверхности дорожек износа для композита с содержанием графена 1% (слева) и 2% (правое фото).

Из рисунков видно, что при 1% графена проявляется армирующий эффект графена: зерна почти не выкрашиваются с трущейся поверхности. При 2% графена поверхность износа покрыта вязкой массой. Для понимания природы вязкой массы учтем два явления, имеющих место при трении сапфирового шарика о поверхность композитов. Это наличие наноразмерных осколков корунда (Рис. 3) и наличие в объеме композита при 2% содержании графена агломератов графена (Рис. 2). В процессе шлифовки и полировки поверхности композита агломераты размерами до 10 микрон выходят на поверхность [8]. Естественно, что в процессе трения сапфирового шарика о поверхность композита чешуйки графена вытягиваются шариком из агломератов на поверхность композита. Происходит смешивание корундовых наноразмерных осколков и чешуек графена. У осколков корунда имеются ювенильные поверхности с незаполненными связями, у атомов углерода на поверхности графена имеется одна незаполненная ковалентная связь. Указанные свойства двух компонент смеси обеспечивают установление связей (ковалентных или ионных) между атомами углерода графена и выходящими на поверхность осколков корунда атомами кислорода. Эти связи не дают смеси рассыпаться на отдельные частицы и превратиться в порошок (графеновая смазка?). В то же время они не должны быть слишком сильными, иначе смесь вела бы себя как твердое тело и была бы истерта в порошок при трении. Чтобы проявлять свойства вязкой массы, установленные связи должны легко разрушаться под механическим давлением и вновь возникать между новой парой атомов углерода и кислорода. Поскольку поверхность образца в результате трения так же приобретает свойства ювенильной поверхности, атомы вязкой массы устанавливают временные связи и с поверхностью образца, обеспечивая адгезию.

Существование взаимодействия осколков корунда с графеном подтверждается наличием у композита с 2% графена после испытаний на износ второй фазы корунда с увеличенными параметрами решетки [6], что говорит о повышенных внутренних напряжениях у части корунда. У чистого корунда без графена, несмотря на значительно большее количество наноразмерных осколков корунда, эта фаза не наблюдается.

Термическая устойчивость графена дает надежды, что полученный эффект снижения износа будет работать и при высоких температурах.

Другой взгляд на причину агломерации графена в композите.

Агломераты графена необходимы для образования при трении «графеновой смазки». Дальнейшие исследования показали, что они образуются только при СПС с приложением давления к спекаемой смеси. При СПС без приложения давления или при радиационном нагреве скоплений частиц графена, несмотря на относительно высокую пористость, не обнаружены [9, 10].

Радиационный нагрев не должен влиять на взаиморасположение частиц в смеси. Отсутствие агломератов графена в спеченном композите при радиационном нагреве означает, что применяемый нами способ ультразвуковой диспергации обеспечивает равномерное распределение частиц графена по объему порошка без их агломерации.

Такую особенность СПС можно объяснить применением в установках СПС пакетов пульсирующего тока (Рис. 5). При СПС импульсы тока длительностью 1 мс, проходят через графитовую матрицу. Импульсы тока генерируют импульсы магнитного поля, которые в проводящих частицах графена вызывают токи Фуко и, соответственно, магнитное поле встречного направления. Наведенное в частицах графена магнитное поле взаимодействует с магнитным полем матрицы. Через это взаимодействие частицы графена получают механический импульс, заставляющий их перемещаться и вращаться в среде порошка. Механический импульс (как и магнитный) перпендикулярны направлению тока, перпендикулярны оси матрицы.

При отсутствии нагрузки на пуансоны частицы графена имеют вид смятой бумаги (Рис. 1) и ориентированы хаотически. Их перемещение в среде наночастиц оксида алюминия затруднено из-за их большой площади в направлении движения. При содержании графена 2% весовых, частицы графена образуют проводящую сетку, обеспечивая электропроводность композита,

близкую к электропроводности металлов [11].

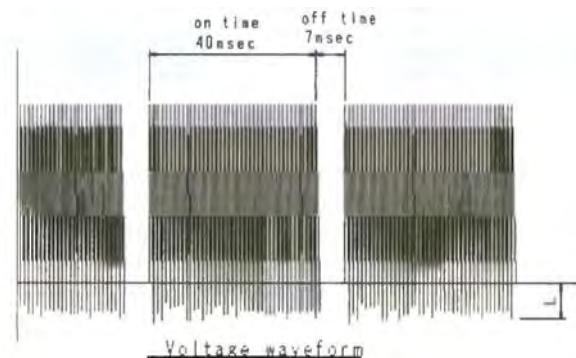


Рис. 5. Форма импульсов напряжения при спекании на СПС. Длительность полупериода одиночного импульса – 1 мс (из рабочей инструкции к СПС).

Если давление на порошок применяют в начале спекания, частицы графена в порошке в процессе его уплотнения приобретают плоскую форму и ориентируются перпендикулярно оси матрицы, перпендикулярно пуансонам. Это облегчает их перемещение под действием наведенных электромагнитных полей и концентрацию их в несплошностях. Электропроводность отсутствует [10].

Заключение.

Метод введения графена в керамику, основанный на ультразвуковом диспергировании и плазменно-искровом спекании, может быть успешно использован для создания высокоплотных и высокопрочных композитов на Al_2O_3 основе. Для выбранных режимов диспергирования и компактирования распределение графена в структуре композита в основном сосредоточено в объеме корундовых зерен. Наиболее чувствительными к содержанию графена (до 2%) являются такие поверхностные свойства, как коэффициент трения, микротвердость, износостойкость, последние из которых повышаются до 30% и на 2-3 порядка, соответственно..

Малый износ при трении и высокая термическая устойчивость графена в перспективе позволит получать высокотемпературные подшипники, не требующие смазки, или резцы для резки металлов и в проходческих бурах, стойкие к истиранию и выкрашиванию зерен.

1. Stankovich S., DiKin D.A., [Dommett G.H.](#) et al. Graphene-based composite materials// Nature -2006. V.442. - P.282-286.
2. Centeno A., Rocha V.G., Alonso B. et al. Graphene for tough and electroconductive alumina ceramics // Journal of the European Ceramic Society. -2013. V33. -P.3201-3210.
3. Borrell A, Torrecillas R, Rocha V G, Fernández A. et al, Effect of CNFs content on the tribological behavior of spark plasma sintering ceramic-CNFs composites. Wear 274, 2012, 94-99.
4. Centeno A., Rocha V.G., Alonso B., Fernández A. et al, Graphene for tough and electroconductive alumina ceramics. J. Eur. Ceram. Soc. 333, 2013, 201-321.
5. Stolyarov V V, Misochenko A A, A G Zholnin et al, Structure and properties of Al₂O₃/Graphene nanocomposite processed by spark plasma sintering//IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering **218** (2017) 012017 doi:10.1088/1757-899X/218/1/012017
6. Жолнин А.Г., Кляцкина Е.А., Григорьев Е.Г. и др. Спарк-плазменное спекание нанокompозита Al₂O₃-графен//Физика и химия обработки материалов. 2017, № 4, с. 47-54.
7. Жолнин А.Г. Кляцкина Е.А., Григорьев Е.Г. и др. Спарк-плазменное спекание нанокompозита Al₂O₃-графен//Сборник докладов 10-го Международного симпозиума «Порошковая металлургия: инженерия поверхности, новые порошковые композиционные материалы. Сварка», Минск, 5-7 апреля 2017 г. Т.2, с. 284-393.
8. Столяров В.В., Жолнин А.Г., Кляцкина Е.А. Структура и свойства нанокompозита Al₂O₃ + Г, полученного методом плазменно-искрового спекания//Монография. «Перспективные материалы и технологии» Витебск, Беларусь, 2017, т.1, гл.7. стр 92-107.
9. Жолнин А.Г., Столяров В.В., Савельев М.Д., Шорников Д.П. Термостойкость композита корунд-графен // Сборник докладов 11-го Международного симпозиума (Минск, 10-12 апреля 2019 г.) Порошковая металлургия: Инженерия поверхности, новые порошковые композиционные материалы. Сварка. Минск.-2019. -С.460-469.
10. Жолнин А.Г. Тенишев А.В., Столяров В.В. Влияние термомеханических условий компактирования на электросопротивление композита Al₂O₃/графен // Деформация и разрушение материалов. -2019. №2. - С.20-27.

ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПРОТЯЖЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИОННОМ НАГРУЖЕНИИ

Э.Б. Завойчинская

МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; elen@altomira.ru

В докладе обсуждается метод оценки долговечности протяженных конструкций при циклическом внутреннем давлении с учетом определения срока службы конструктивных элементов по предложенной стохастической теории усталостного разрушения. Для функции распределения вероятностей разрушения элемента на микро-, мезо- и макроуровнях рассматривается система рекуррентных определяющих соотношений. Строятся кривые усталости по различным уровням дефектности.

Участки протяженных конструкций типа нефте- и газопроводов состоят из большого числа конструктивных элементов, находящихся под внутренним давлением перекачиваемого продукта, действием массовых сил и температурного поля. Линейный участок длины L_0 , заключенный между смежными компрессорными или нефтеперекачивающими станциями, разбивается на расчетные участки длины l_k , $k=1, \dots, K$, $\sum_{k=1}^K l_k = L_0$, по функционально-конструкторскому принципу, которые формируются из набора $n_{k,q}$ последовательно соединенных следующих конструктивных элементов, $q=1, \dots, 7$: основной металл, кольцевое сварное соединение, продольное сварное соединение, тройниковое соединение, отвод, переходник, днище соответственно, которые содержат определенные геометрические и физические дефекты технологического происхождения.

Нагружение трубопровода внутренним давлением падает от компрессорной станции по длине, происходят случайные и плановые (в зависимости от объема потребления) колебания давления с амплитудой до 10-15% от максимального значения. Экспериментально обнаружено, что эти колебания определяют разрушение конструктивных элементов, особенно в зонах концентрации напряжений. Зависимость давления от времени предлагается рассматривать в виде конечного ряда Фурье [2,3,5].

Нагружение q -го элемента k -го участка внутренним давлением моделируется кольцевым $\sigma_{\theta\theta,k,q}(\tau) \equiv \sigma_1(\tau)$ и осевым $\sigma_{zz,k,q}(\tau) = \sigma_2(\tau)$, $k=1, \dots, K$, $q=1, \dots, 7$, напряжениями в области многоцикловой усталости на интервале времени $\tau \in [0, t]$ следующим образом:

$$\sigma_1(\tau) = \sigma_a (\alpha + \sin \omega \tau), \quad \sigma_2(\tau) = \alpha_2 \sigma_1(\tau) \quad (1)$$

где $\sigma_a = \sigma_a(l_k)$ – амплитуда кольцевого напряжения, ω – частота изменения напряжений, α_2 – отношение осевого и кольцевого напряжений

($\alpha_2 \leq 1$), α – параметр асимметрии цикла.

Неоднородное напряженное состояние в сварных и тройниковых соединениях, отводах и днищах учитывается введением коэффициентов концентрации напряжений $K_{\theta,q}$ и $K_{z,q}$ в тангенциальном и осевом направлениях соответственно.

Для определения кривых усталости по различным уровням дефектности и по образованию единичных хрупких макротрещин в конструктивных элементах предложена теория усталостного разрушения [5], которая состоит в следующем. Процесс разрушения рассматривается на шести масштабно-структурных уровнях, отвечающих разным стадиям эволюции металла конструктивного элемента по различным физическим механизмам; дефект i -го уровня, $i=1, \dots, 6$, задается средним размером $l_i = l_i(\tau)$ и плотностью $q_i = q_i(\tau)$ в некотором представительном объеме V_c (в котором возможно зарождение единичной макротрещины конечной длины L). К дефектам микроуровня относятся: вакансионные кластеры, цепочки межузельных атомов, поры, включения, субмикротрещины, примесные комплексы, сетки дефектов в субграницах и др., $i=1$; микротрещины, $i=2$; нераспространяющиеся короткие трещины, $i=3$; к дефектам мезоуровня – распространяющиеся короткие трещины, $i=4$; транскристаллитные и зернограничные макротрещины размеров ансамблей зерен. Полагается, что образование дефектов каждого уровня происходит вследствие последовательного зарождения, развития и слияния дефектов всех предыдущих уровней. Рассматривается непрерывная возрастающая усредняющая функция $l_i^* = l_i^*(\tau)$: $l_i^*(\tau) = l_i(\tau)(q_i(\tau)V_c)^\gamma$, $\tau \in [0, t]$, γ – константа материала, $i=1, \dots, 6$. Предельное состояние дефекта определяется достижением усредняющей функцией предельного значения $l_{f,i}^*$ в момент времени t_{i+1} . Вследствие случайного распределения дефектов по объему V_c процесс усталостного разрушения явля-

ются стохастическим, значения l_i^* для момента времени τ – случайными величинами. Вводится функция распределения вероятностей $F_i = F_i(l_i^*)$, $0 \leq F_i \leq 1$, определяющая вероятность, с которой

случайная величина l_i^* принимает значения меньше своего предельного значения в момент времени τ : $F_i = P(l_i^* < l_{f,i}^*) (P(l_i^* = l_{f,i}^*) = 0)$, $i = 1, \dots, 6$. В качестве

распределения вероятностей случайной величины предлагается рассмотреть усеченное нормальное распределение. Вероятность хрупкого разрушения по дефектам i -го уровня определяется функцией $Q_i = Q_i(\tau)$, $i = 1, \dots, 6$, $\tau \in [0, t]$, в виде:

$Q_i(\tau) = Q_{i,th} - F_i(l_i^*(\tau))$, $0 \leq Q_{i,th} \leq 1$, для которой формулируется рекуррентная система определяющих соотношений. В эти соотношения входят моменты времени t_{i+1} , при которых дефекты i -го уровня достигают предельного состояния, усредняющая функция $l_i^* = l_i^*(\tau)$ – предельного значения $l_{f,i}^*$ и зарождаются дефекты $(i+1)$ -го уровня. Таким образом определяется серия кривых усталостного разрушения по определенным уровням дефектности:

$Q_i(t_{i+1}) = Q_{i,th}$, $i = 1, \dots, 6$. На мезоуровне, $i = 4, 5, 6$, определяется вероятность разрушения $Q = Q(\tau)$, $\tau \in [0, t]$, $0 \leq Q \leq 1$, и кривая усталости по образованию макротрещин конечной длины так [5]:

$$Q(\tau) = \sum_{i=4}^6 \frac{Q_i(\tau)}{1-Q_i(\tau)} \prod_{j=4}^6 (1-Q_j(\tau)), \quad (2)$$

$$Q(t_f) = 1, \quad (3)$$

$Q_i = Q_i(\tau)$ – вероятности разрушения по мезодефектам, $i = 4, 5, 6, t_f$ – долговечность элемента по образованию макротрещины конечной длины.

Для нагружения (1) в предположении равномерного распределения дефектов в объеме V_c предлагается следующая система соотношений для $Q_i = Q_i(\sigma_a, n)$ (n – число циклов нагружения) и уравнений кривых усталости по i -му уровню накопленных дефектов [5 – 7]:

на микроуровне, $i = 1, 2, 3$, при условиях $\sigma_a \geq \sigma_{i-1}$, $\lg n \geq \lg n_i(\sigma_a)$, $\sigma_0 = 0$, $n_1 = 1$, имеем:

$$Q_i = F_i \left(\frac{\sigma_a - \sigma_{i-1}}{\sigma_i - \sigma_{i-1}} \right) R_i \left(\frac{\lg n - \lg n_i(\sigma_a)}{\lg N_i - \lg n_i(\sigma_i)} \right), \quad (4)$$

$$Q_i(n_{i+1}) = Q_{i,th}; \quad (5)$$

на мезоуровне, $i = 4, 5, 6$, при $\sigma_3 \leq \sigma_a$, $\lg n \geq \lg n_4(\sigma_a)$

$$Q_4 = F_4 \left(\frac{\sigma_a - \sigma_3}{\sigma_4 - \sigma_3} \right) R_4 \left(\frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_4 - \lg n_4(\sigma_4)} \right), \quad (6)$$

$$Q_4(n_5) = Q_{th}, \quad (7)$$

при $\sigma_4 \leq \sigma_a$, $\lg n \geq \lg n_5(\sigma_a)$

$$Q_5 = F_5 \left(\frac{\sigma_a - \sigma_4}{\sigma_5 - \sigma_4} \right) R_5 \left(\frac{\lg n - \lg n_5(\sigma_a)}{\lg N_5 - \lg n_5(\sigma_5)} \right),$$

$$Q_4 = G_4 \left(\frac{\sigma_5 - \sigma_a}{\sigma_5 - \sigma_4} \right) R_4 \left(\frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_4 - \lg n_4(\sigma_4)} \right), \quad Q_6 = 0, \quad (8)$$

$$Q_5(n_6) = Q_{th}, \quad (9)$$

при $\sigma_5 \leq \sigma_a$, $\lg n \geq \lg n_6(\sigma_a)$

$$Q_6 = F_6 \left(\frac{\sigma_a - \sigma_5}{\sigma_6 - \sigma_5} \right) R_6 \left(\frac{\lg n - \lg n_6(\sigma_a)}{\lg N_6 - \lg n_6(\sigma_6)} \right),$$

$$Q_5 = G_5 \left(\frac{\sigma_6 - \sigma_a}{\sigma_6 - \sigma_5} \right) R_5 \left(\frac{\lg n - \lg n_5(\sigma_a)}{\lg N_5 - \lg n_5(\sigma_5)} \right), \quad Q_4 = 0, \quad (10)$$

$$Q_6(n_7) = Q_{th} \quad (11)$$

В рекуррентной системе (4), (6), (8), (10) последующее уравнение связано с предыдущим через числа циклов $n_{i+1} = n_{i+1}(\sigma_a)$, при которых функция

$l_i^* = l_i^*(n)$ достигает предельного значения $l_{f,i}^*$, дефект i -го уровня – предельного состояния, и зарождаются дефекты $(i+1)$ -го уровня. Система материальных функций σ_i , $i = 1, \dots, 6$, входящих в (2) – (11), для (1) представляется в виде:

$\sigma_i = \sigma_i(N_i, \omega) \bar{\sigma}_i(\alpha_2, \alpha, \eta_i, \hat{\eta}_i)$, где

$$\eta_i = \sigma_i(N_i, \omega) \left(\sigma_i^0(N_i, \omega) \right)^{-1}, \quad \hat{\eta}_i = \sigma_i(N_i, \omega) \left(\sigma_i(\alpha_2 = 1, N_i, \omega) \right)^{-1}$$

$\sigma_i(N_i, \omega) \equiv \sigma_i(\alpha_2 = 0, N_i, \omega)$, $i = 1, \dots, 6$. Предлагается метод идентификации этих функций для конструктивных элементов, $q = 1, \dots, 7$, при одноосном симметричном $\sigma_i = \sigma_i(N_i, \omega, K_{\theta,q}, K_{z,q})$ и пульсирующем $\sigma_i^0 = \sigma_i^0(N_i, \omega, K_{\theta,q}, K_{z,q})$ нагружениях и равномерном симметричном нагружении $\sigma_i = \sigma_i(\alpha_2 = 1, N_i, \omega, K_{\theta,q}, K_{z,q})$, которые определяются функциями коэффициентов концентрации напряжений $K_{\theta,q}$ и $K_{z,q}$. На основе анализа экспериментальных данных по двухосному нагружению

с различными отношениями амплитуд и известных критериев усталостной прочности функция $\tilde{\sigma}_i = \tilde{\sigma}_i(\alpha_2, \hat{\eta}_i)$ выбирается в виде: для хрупких материалов $\tilde{\sigma}_i = [1 + \alpha_2(\hat{\eta}_i - 1)]^{-1}$, для пластичных материалов: $\tilde{\sigma}_i = [(1 + \alpha_2)(3 - \hat{\eta}_i^2)]^{-1/2}$; зависимость от асимметрии цикла – в виде: $\tilde{\sigma}_i = \left(\frac{1}{\eta_i} - 1\right)|\alpha| + 1$ [8].

Предлагаемая модель позволяет подбирать вид функций $F_i = F_i(\sigma_a)$ и $R_i = R_i(n)$, $i = 1, \dots, 6$, в выражениях (4) – (11) для конкретных материалов [5].

Для обоснования достоверности модели в работах автора [6–9] представлены результаты анализа экспериментальных данных в представительном ряде конструкционных сталей при различных процессах пропорционального нагружения.

Согласно предлагаемому подходу определяется вероятность разрушения (конструкционный риск) $n_{k,q}$ q -ых элементов k -го участка $Q_{k,q} = Q_{k,q}(\tau)$ в виде, являющемся обобщением функции распределения Пуассона [6,7] в следующем виде (по первому разрушению):

$$Q_{k,q}(\tau) = \varphi_{k,q}(\tau) e^{1 - \varphi_{k,q}(\tau)}, \quad \varphi_{k,q}(\tau) = \lambda_{k,q} \frac{\tilde{t}}{t_{f,k,q}}, \quad (12)$$

где $t_{f,k,q}$ – срок службы q -го конструкционного элемента k -го расчетного участка, $k = 1, \dots, K$, $q = 1, \dots, 7$, который определяется из уравнений (5), (7), (9), (11) или (3) по образованию мезодефектов i -го уровня, $i = 4, 5, 6$, или макротрещины конечной длины в конструкционных элементах соответственно, параметр \tilde{t} – назначаемый нормами проектирования экономически и социально приемлемый срок службы конструкции, $\lambda_{k,q}$ – коэффициент интенсивности потока разрушений q -го элемента, определяемый по статистике разрушений при эксплуатации аналогичных конструкций по достижению соответствующих уровней дефектности.

Вероятность разрушения конструкции $Q = Q(\tau)$ определяется через вероятности разрушения ее участков $Q_{k,q} = Q_{k,q}(\tau)$ в таком виде:

$$Q(\tau) = \sum_{k=1}^K \left(\frac{Q_k(\tau)}{1 - Q_k(\tau)} \right) \prod_{k=1}^K [1 - Q_k(\tau)],$$

$$Q_k(\tau) = \sum_{q=1}^7 \left(\frac{Q_{k,q}(\tau)}{1 - Q_{k,q}(\tau)} \right) \prod_{q=1}^7 [1 - Q_{k,q}(\tau)], \quad (13)$$

$$\text{или } Q(\tau) = 1 - \prod_{k=1}^K [1 - Q_k(\tau)], \quad Q_k(\tau) = 1 - \prod_{q=1}^7 [1 - Q_{k,q}(\tau)], \quad (14)$$

для $Q_{k,q} = Q_{k,q}(\tau)$ справедливы выражения (12).

Критерий конструкционной надежности формулируется в виде ($t_{f,k,q} \geq \tilde{t}$):

$$Q(\tau) \leq \tilde{Q}, \quad k = 1, \dots, K, \quad q = 1, \dots, 7 \quad (15)$$

где $Q = Q(\tau)$ – вероятность разрушения конструкции, $\tau \in [0, t]$, определяемая по (13) или (14) с учетом (2) – (12); \tilde{Q} – ее приемлемое значение.

По предлагаемому методу проведена оценка проектной долговечности различных линейных участков между компрессорными станциями, конструкций установок регенерации газа, конструкций узлов редуцирования газа с магистральных газопроводов на отводы и другие газопроводы, конструкций газоизмерительных станций, установок очистки газа, обвязочных трубопроводов компрессорных станций, технологических трубопроводов нефтеперекачивающих станций [5].

1. Проблемы прочности, техногенной безопасности и конструкционного материаловедения// под ред. Н.А. Махутова, Ю.Г. Матвиенко, А.Н. Романова. М.: Ленанд. 2018. 720 с.
2. Машиностроение. Энциклопедия. т. IV-3. Надежность машин. Под общ. ред. В.В. Клюева. М.: Машиностроение. 2003. 585 с.
3. Завойчинский Б.И. Долговечность магистральных и технологических трубопроводов (теория, методы расчета, проектирование). М.: Недра, 1992. 271 с.
4. Завойчинская Э.Б., Овчинникова Н.В. К оценке долговечности протяженных конструкций в сложных природно-климатических условиях// в сб. Материалы XXV Межд. симпози. «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» им. А.Г. Горшкова. М.: ООО «ТРИП». Т.2. с. 163-171.
5. Завойчинская Э.Б. Усталостное масштабнo-структурное разрушение и долговечность конструкций при пропорциональных процессах нагружения. Автореф. Докт. Диссерт. 2018: М.: ООО "Генезис". 46 с.
6. Завойчинская Э.Б. О теории усталостного разрушения при сложном напряженном состоянии металлов с учетом структурных изменений// Вестник Московск. Ун-та. Сер.1: Математика. Механика. 2019. № 2. с. 29-34.
7. Завойчинская Э.Б. О стохастической теории усталостного масштабнo-структурного разрушения металлов//в сб. «Современные проблемы математики и механики». Материалы межд. конф., посвященной 80-летию академика В. А. Садовниченко. 2019. М.: ООО «МАКС Пресс». с. 694-697.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПАРЫ ТРЕНИЯ СТАЛЬ-СТАЛЬ В ПРИСУТСТВИИ НАНОРАЗМЕРНЫХ ДОБАВОК МЕДИ

Задошенко Е.Г.

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия; (zadoshenkoq@rambler.ru)

В работе рассмотрено влияние наночастиц меди в оксидной оболочке оксида меди (I) на триботехнические свойства пары трения сталь-сталь в ЦИАТИМ-221 и вазелиновом масле. Наночастицы размером 30 нм получали разложением соли капроната меди. Трибологических исследования смазочных композиций показали, что введение наночастиц приводит к улучшению антифрикционных свойств.

Введение.

Развитие современного машиностроения требует новых подходов при разработке смазочных материалов. Улучшение технических характеристик смазок обеспечивается введением в их состав наноматериалов. Известно, что нанопорошки чистых металлов и их оксидов широко используются в качестве добавок к маслам и смазкам [1-3]. Эффективность их использования обусловлена образованием на ювенильных поверхностях прочностных масляных пленок, снижением коэффициента трения, износа и увеличением несущей способности смазки.

Целью данной работы является получение нанопорошков меди из капроната меди и изучение их влияния на триботехнические характеристики смазки в паре трения сталь-сталь.

Материалы и методы.

В качестве базовой основы для смазочных материалов использовали пластическую смазку ЦИАТИМ-221 и вазелиновое масло, а в качестве добавок применяли полученный нанопорошок меди с концентрацией 0,01%. Наночастицы меди получали разложением органической соли капроната меди при температуре 270°C. Состав, размеры и формы полученных наночастиц исследовали с помощью рентгенофазового анализа (РФА), седиментационного анализа и атомно-силовой микроскопии (АСМ). Трибологические испытания проводили на торцевой машине трения УМТ-200 в паре трения сталь 45-сталь 45 при нагрузках от 49 Н до 245 Н, скорости относительного скольжения 250 об/мин, в течение 1 часа и на четырехшариковой машине трения по ГОСТу 9490-75. Для исследования топографии поверхности трения применяли АСМ.

Результаты и их обсуждение.

При разложении капроната меди получили наночастицы меди с оксидной оболочкой оксида меди (I) детальное рассмотрение результатов РФА и седиментационного анализа представлено в работе [4]. Полученные частицы имеют полидисперсный характер и представляют агломераты неровной сферической структуры размером от 20 до 30 нм. Данный факт подтверждается результатами АСМ исследований.

Антифрикционные свойства смазочных композиций оценивали по изменению коэффициента трения от времени и нагрузки. Установлено, что в исследуемом диапазоне нагрузок и времени по сравнению с чистыми смазками значения коэффициента трения для пары сталь-сталь в присутствии полученных наночастиц снижается на 26% в смазке ЦИАТИМ-221 и на 39% в вазелиновом масле. Улучшение антифрикционных свойств в присутствии наночастиц связано с тем, что они проникают в зону трения и контакт трущихся поверхностей осуществляется через поверхность наночастиц, реальная площадь контакта снижается и как следствие коэффициент трения уменьшается.

Результаты трибологических испытаний на ЧШМ показали, что наличие наночастиц меди с оболочкой оксида меди приводит к увеличению диаметра пятна износа, а такие показатели как критическая нагрузка и нагрузка сваривания не изменяются. Снижение противоизносных свойств вызвано процессом агрегации наночастиц в зоне контакта, который приводит к увеличению абразивного действия частиц на поверхности трения, что подтверждается результатами АСМ исследований топографии поверхности трения. Вид поверхностей трения представляет собой изображения характерные для адгезионного изнашивания с наличием характерных глубин и выступов.

Таким образом, полученные наночастицы меди в оболочке оксида меди улучшают антифрикционные свойства пары трения сталь-сталь в исследуемых смазках, но не способствуют улучшению их противоизносных и противоадгезионных свойств.

1. Patil, Sangram J., A review on effect of addition of nanoparticles on tribological properties of lubricants / Sangram J. Patil, D. P. Patil, A. P. Shrotri, V P. Patil. // International Journal of Mechanical Engineering and Technology. – 2014. – V.5. – Is. 11. – P.120-129.
2. Guo, Dan. Mechanical properties of nanoparticles: basics and applications. / Dan Guo, Guoxin Xie and Jianbin Luo. // Journal of Physics D: Applied Physics – 2014. – V. 47. – P. 1-25.
3. Bhaumik, S., Pathak, S.D. Analysis of Anti-Wear Properties of CuO Nanoparticles as Friction Modifiers in Mineral Oil (460cSt Viscosity) Using Pin-On-Disk Tribometer. // Tribology in Industry – 2015 – V.37 – P. 196-203.
4. Задошенко Е.Г., Озеров С.В. Получение наноразмерных соединений меди и оценка их качественного и размерного состава. / Задошенко Е.Г., Озеров С.В. // Научно-технический вестник Брянского государственного университета. Брянск: РИО БГУ. – 2018. – № 4. – С.451-455.

РАЗРАБОТКА МЕТОДА УСКОРЕНИЯ ВНЕДРЕНИЯ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Р.И. Зайнетдинов¹, И.В. Гадолина²

¹Независимый исследователь, Москва, Россия; zgi7755@gmail.com

²Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Разработана теоретическая модель и предложен практический метод ускорения внедрения инноваций. Метод основан на синергетическом подходе, сокращении времени прохождения инновационной системы через точки бифуркаций на траекториях технологического развития, а также на управлении инвестиционным, информационным и другими потоками, входящими в обновляемую систему.

В докладах [1,2,3] на конференциях «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» в 2014, 2015 и 2017 гг. были рассмотрены основные сценарии технологического развития, основанные на замещении существующей (базовой) технологии одной или несколькими инновационными, представлены результаты анализа и классификация технологических траекторий инновационного развития. В этой классификации особый интерес представляет сценарий «Парусник» (рис. 1), название которого связано с историческим фактом существенной задержки ΔT технологического замещения парусными судами на Трансатлантических линиях в период с 1845 до 1870-х гг. [4]. Это известный, но далеко не единственный пример серьезной задержки внедрения инновационных технологий в связи с сильным сопротивлением замещаемой устаревшей технологии. В этой связи актуальной задачей является разработка метода ускорения внедрения инновационных технологий.

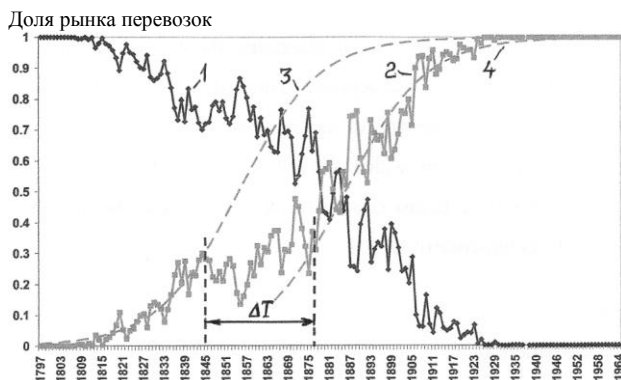


Рис. 1. Сценарий «Парусник»: задержка ΔT из-за сильного сопротивления в процессе замещения технологии парусных судов (линия 1) пароходами (2) в период T с 1797 по 1964 гг.

Конкретные результаты инновационной деятельности в современной России не всегда соответствуют ожиданиям из-за недооценки важности научного управления инновационно-инвестиционными процессами. Новые возможности открываются подходами, основанными на выявлении точек бифуркации на траекториях инновационного развития и аттракторов технологического развития. Технологические системы в процессе своего обновления развиваются как открытые диссипативные устойчиво не-

равновесные системы, способные к самоорганизации [5]. Наличие материального, энергетического и информационного потоков (в качестве которых выступают потоки инвестиций, научной и патентной информации, кадров, оборудования и др.) от внешних источников к системе и их диссипация являются предпосылками активности обновляемой системы. В качестве критического элемента обновляемой системы рассмотрена локальная зона повышенного градиента определяющего параметра X , лимитирующего режим работы всей обновляемой системы. Для анализа поведения такого критического элемента использована модель бистабильного элемента, обладающего двумя устойчивыми состояниями – старым и новым, в каждом из которых он может находиться достаточно долго. Внешние воздействия могут приводить к переходу критического элемента из одного состояния в другое. Чтобы вызвать такой переход, интенсивность воздействия должна превысить некоторый пороговый уровень X_{th} . В зависимости от соотношения вероятностей P_0 и P_1 нахождения критического элемента в старом и новом состояниях соответственно, рассмотрены три характерных режима существования обновляемой системы: старый ($P_0 > P_1$), переходный ($P_0 = P_1$) и новый ($P_0 < P_1$).

Важнейшей функцией состояния системы является энтропия. В открытых системах изменение энтропии можно разделить на сумму двух составляющих: поток энтропии, зависящий от процессов обмена с окружающей средой, и производство энтропии, обусловленное необратимыми процессами внутри самой системы [6]. Определенные стадии временной эволюции системы могут происходить при общем понижении энтропии. В соответствии с традиционной интерпретацией энтропии, как меры неупорядоченности системы, это означает, что в ходе эволюции разупорядоченность уменьшается за счет оттока энтропии, происходит самоорганизация, система эволюционирует к более сложной структуре. При этом могут возникать новые типы диссипативных структур, углубляться иерархия внутри системы и дифференциация подсистем, меняться структура и сложность. В устойчиво неравновесном состоянии положительное производство энтропии внутри системы компенсируется отрицательным потоком энтропии, т.е. притоком информации извне системы или с других иерархических уровней внутри

самой системы [7].

Для анализа эволюции обновляемой системы исследована динамика информационной энтропии, которая является мерой неопределённости существования системы, и равна количеству информации по Шеннону, необходимому для снятия этой неопределённости [8]:

$$H = - \sum_{j=0}^1 P_j(t) \log_2 P_j(t)$$

Аналитическая зависимость для описания динамики потока информационной энтропии $H(t)$ во времени t получена нами в виде [9]:

$$H(t) = - \frac{\alpha}{1+\alpha} \frac{1}{\ln 2} \left\{ \frac{1+\alpha e^{-\beta t}}{\alpha} \ln \left[\frac{1}{1+\alpha} (1+\alpha e^{-\beta t}) \right] + (1-e^{-\beta t}) \ln \left[\frac{\alpha}{1+\alpha} (1-e^{-\beta t}) \right] \right\}$$

где $\alpha = \nu/\mu$ - параметр режима существования обновляемой системы; ν, μ - интенсивности переходов критического элемента обновляемой системы соответственно из старого состояния в новое и обратно; $\beta = \nu + \mu$. Графики изменения потока информационной энтропии $H(t)$ и его скорости dH/dt в критическом элементе инновационной системы при реализации последовательности инноваций показаны на рис. 2. Анализ потока информационной энтропии и скорости его изменения, как отклика обновляемой системы на изменение условий существования, показывает, что на начальном интервале времени ($t = 0 \dots 1,4$) критический элемент обновляемой системы функционирует в старом режиме. Поток информационной энтропии за время переходного процесса стабилизируется на уровне, соответствующем этому режиму, без прохождения точки бифуркации. В условный момент времени $t = 1,4$ на систему оказывается воздействие, приводящее к переходу от старого ($\alpha < 1$) к новому ($\alpha^* > 1$) режиму существования, т.е. к её инновации. Анализ полученных нами зависимостей показал, что обновляемая система реагирует на сильное воздействие, приводящее к новому режиму существования, резким возрастанием потока информационной энтропии от достигнутого в предшествующих условиях стационарного уровня H_{ST} до максимума $H^*_{max} = 1$ в точке t^*_b бифуркации. При этом скорость dH^*/dt^* приращения потока энтропии резко падает до нуля, становится отрицательной, проходит минимум и стремится к нулю, когда обновляемая система входит в новое стационарное состояние. После прохождения точки бифуркации t^*_b поток информационной энтропии уменьшается и стабилизируется на новом стационарном уровне H^*_{ST} , соответствующем масштабу инновации.

Дополнительный анализ показал, что в точке бифуркации, соответствующей моменту времени t^*_b , дисперсия D_x определяющего параметра X обновляемой системы также достигает максимума. Этот факт позволяет использовать D_x в качестве диагностического параметра обновляемой системы [7,9].

Точка t^*_b , являющаяся стохастическим аналогом точки бифуркации, ассоциируется с процессом само-

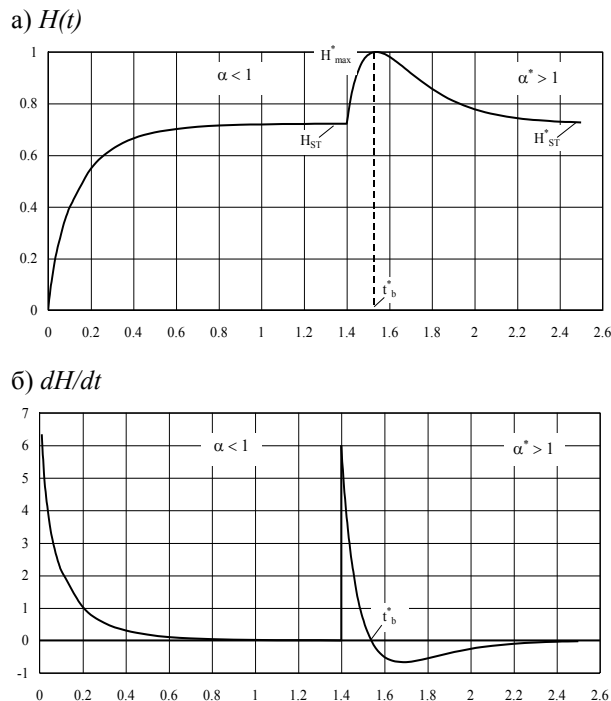


Рис. 2. Динамика изменения потока информационной энтропии $H(t)$ (а) и его скорости dH/dt (б) в случае инновации системы ($\alpha < 1$; $\alpha^* > 1$)

организации, т.е. разрушением старой диссипативной структуры, исчерпавшей свои возможности, и появлением новой структуры, соответствующей изменившимся в результате инновации условиям существования, переходу обновленной системы на новый уровень развития. Открытая система адаптируется к новым условиям путем совершенствования структуры и возвращается в стационарное состояние благодаря оттоку энтропии и притоку информации извне или с других иерархических уровней обновляемой системы. Полученные [7,9] математические выражения позволяют прогнозировать момент наступления точек t^*_b бифуркации и критического состояния обновляемой системы, когда целесообразно принять меры, способствующие скорейшей адаптации обновляемой системы к новым условиям и ускорения процесса внедрения инновационных технологий.

Практически важной является выявленная зависимость режима существования обновляемой системы и времени прохождения системой точки бифуркации от функции распределения случайного процесса внешних воздействий на систему, её входных потоков, например, инвестиционных и информационных потоков. На рис. 3 приведен график зависимости параметра α режима существования обновляемой системы от изменения параметров (среднего значения X и среднеквадратического отклонения S_x) нормального (Гауссовского) случайного процесса на входе обновляемой системы.

При целенаправленном изменении параметров входных потоков (материального, энергетического и информационного), в качестве которых в инноватике

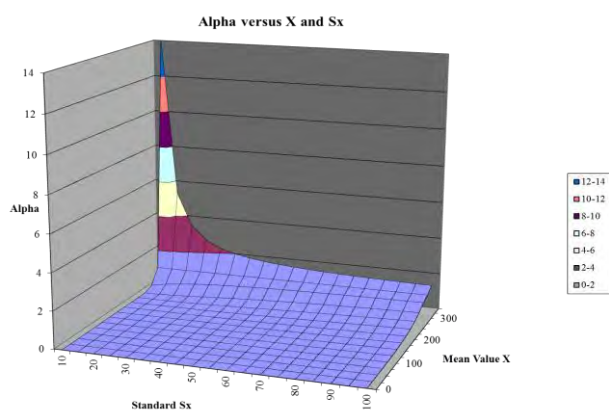


Рис.3. Изменение параметра α режима существования обновляемой системы в зависимости от среднего значения X и стандарта Sx случайного процесса (потока) на входе инновационной системы

выступают потоки инвестиций, научной и патентной информации, кадров, оборудования и т.д. от внешних источников к обновляемой системе, появляется возможность оказывать влияние на время преодоления критическим элементом инновационной системы точки t^*_b бифуркации (или каскада бифуркаций). Возможность оценки времени прохождения инновационной системы через это состояние, характеризующее наиболее высокими рисками, позволяет предпринять меры, способствующие скорейшему прохождению обновляемой системы через критическую точку и успешной адаптации системы к новому состоянию. В этот период времени целесообразно путем рационального управления потоками, входящими в обновляемую систему, создать наиболее благоприятные условия для успешного прохождения обновляемой системой точки бифуркации в желаемом направлении, а также предпринять все возможные меры, чтобы направить обновляемую систему по желаемому благоприятному пути развития.

Потенциальные возможности, возникающие в момент бифуркации, притягивают развитие обновляемой системы, она самоорганизуется, совершенствует свою структуру, переходит на качественно новый уровень развития. Отсюда вытекает представление о том, что технологическое развитие определяется не столько начальными условиями и «тяжелым наследием прошлого», сколько будущими возможными состояниями, т.е. аттракторами технологического развития, к которым обновляемая технологическая система стремится после бифуркации, причем эти процессы необратимы. Под аттрактором понимается относительно устойчивое состояние обновляемой системы, притягивающее к себе множество траекторий технологического развития, потенциально возможных после прохождения системой точки бифуркации.

Время – невосполнимый ресурс, поэтому предлагаемый метод, предназначенный для сокращения сроков внедрения инноваций, по нашему мнению, целесообразно рассматривать, как один из важных и

полезных инструментов концепции «Бережливые инновации» [10].

Выводы.

1. Разработана теоретическая модель и предложен практический метод ускорения внедрения (коммерциализации) инновационных технологий. Метод основан на анализе точек бифуркации на траекториях инновационного развития, а также на управлении входными потоками инвестиций, научной и патентной информации, кадров, оборудования и др. При изменении параметров входных потоков появляется возможность сокращать время прохождения инновационной системой точки бифуркации (или каскада бифуркаций).

2. Время - невосполнимый ресурс, а предлагаемый метод, предназначенный для сокращения сроков коммерциализации инноваций, целесообразно рассматривать, как один из важных и полезных инструментов концепции «Бережливые инновации».

3. Рекомендуются практическая апробация разработанного метода. Предложения о сотрудничестве просим направлять д.т.н., проф. Зайнетдинову Рашиду Исламгуловичу на E-mail: zri7755@gmail.com.

1. Зайнетдинов Р.И., Гадолина И.В. Анализ технологических траекторий инновационного развития на основе синергетического подхода // *Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: Научные труды III-й междунар. науч. конференции М.: Издательский дом «Спектр», 2014, с. 104-106.*
2. Зайнетдинов Р.И. Анализ типовых траекторий инновационного технологического развития и их классификация // *Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: Научные труды IV-й междунар. науч. конференции М.: Издательский дом «Спектр», 2015, с. 107-110.*
3. Зайнетдинов Р.И., Гадолина И.В. Ускорение внедрения инновационных технологий на основе синергетического подхода // *Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: Научные труды V-й междунар. науч. конференции М.: Издательский дом «Спектр», 2017, с. 102-104.*
4. Rosenberg, N. On technological expectations. *The Economic Journal*. 1976. V.86 (34). P. 523-535.
5. Зайнетдинов Р.И. Моделирование свойств инноваций на основе энтропийного, мультифрактального и вейвлетного анализа // *Управление инновациями 2009: Материалы международной научно-практической конференции. М.: ЛЕНАНД, 2009, с. 114-118.*
6. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. – М.: Иностранная литература, 1960. – 128 с.
7. Zainetdinov, R. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // *Paradigms of Complexity. Fractals and Structures in the Science / Singapore: World Scientific, 2000. Pp. 229-242.*
8. Николис Г., Пригожин И. Познание сложного. – М.: Мир, 1990. – 344 с.
9. Zainetdinov R.I. Dynamics of Informational Entropy Associated with Self-Organization Process in Open System // *Chaos, Solitons & Fractals. Pergamon. 1999. Vol. 10. No. 9. Pp. 1425 - 1435.*
10. Зайнетдинов Р.И. Метод ускорения внедрения инноваций, как новый инструмент концепции Lean Innovation. Proc. 9th DQM Int. Conf. "Life Cycle Engineering and Management (ICDQM-2018)". Prijedor, Serbia, 2018, pp. 485-495. (In Russian).

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ ПО СИСТЕМЕ КРИТЕРИЕВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ И ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ

М.В.Зернин

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия zerninmv@mail.ru

Для анализа условий взаимодействия поверхностей развиваются алгоритмы метода конечных элементов. Алгоритм расчетной оценки долговечности поверхностей учитывает одновременное протекание нескольких повреждающих процессов.

Постановка задач и методы их численного решения

В подшипниках скольжения (ПС) возможна реализация различных режимов смазывания поверхностей (от жидкостного до граничного) и даже «сухой» режим контактирования номинально неподвижных поверхностей. Возможно проявление повреждений различных типов (изнашивание по различным механизмам и усталостное повреждение от циклических напряжений).

В Брянском государственном техническом университете моделирование взаимодействия поверхностей осуществляется по МКЭ на основе механики «контактной псевдосреды», позволяющей учесть многие типы нелинейностей «третьего тела». Разработан [1-2] «комбинированный» алгоритм решения нелинейных задач, сходящийся практически для любых типов нелинейных свойств, в том числе и при скачкообразном их изменении. Моделирование течения жидкости в зазоре ПС также осуществляется по МКЭ [3-4] с учетом многих факторов. Механика «контактной псевдосреды» позволит моделировать смешанные режимы контактирования поверхностей.

На основе таких расчетов можно выполнить оценки пригодности антифрикционных материалов (АФМ) для выявленных условий эксплуатации. Это такие ограничения применимости АФМ, как: допустимое среднее $[p]$ или максимальное $[p_{max}]$ давление, минимальная толщина зазора $[h_{min}]$, допустимая скорость относительного скольжения поверхностей $[V]$, комплексные критерии типа $[pV]$ и другие.

Ранее автором была предложена [2, 5] методика расчетной оценки долговечности ПС с учетом усталостных и износоконтактных повреждений. Теоретической основой расчетов поврежденности является обобщенная многостадийная модель В.В.Болотина [6] накопления повреждений и разрушения материала. Внесены следующие изменения в модель [6]. Для материалов с крупными элементами структуры (например, в баббите Б83 размеры зерен составляют примерно 0,1 мм) конкретизированы границы стадий. Дефекты структуры и повреждения, не превышающие размеры одного зерна, отнесены к микроповреждениям. Микроповрежденностью материала считается объемная концентрация таких дефектов. Трещины размерами в два элемента структуры и бо-

лее считаются физически короткими трещинами. Возможно прямое (явное) моделирование на ЭВМ стадий накопления усталостных повреждений: накопление микроповреждений; зарождения и развитие физически коротких трещин; развитие макротрещин. Кроме того методика расчета [5] основана на пространственной и временной дискретизации процессов повреждений различного вида. Для отдельных дискретных участков возможно применение разных моделей повреждения, описывающих различные виды изнашивания и усталостное повреждение.

На практике используются различные критерии предельного состояния ПС вследствие усталостных повреждений: предельная длина трещины; предельное количество трещин; предельная доля площади, покрытой трещинами или микровыкрашиванием. Перечислим некоторые из наиболее часто встречающихся критериев предельного износа, проиллюстрированные на поверхности, дискретизированной на участки (рис. 1): достижение предельной глубины износа хотя-бы на одной точке (1) поверхности контакта; достижение предельного износа на некоторой доли (k участков из $K = k_1 \times k_2$ их общего количества) поверхности (варианты - произвольно расположенных участков (2) или заданный процент изношенной площади соседних участков (3), составляющих площадку определенной величины; те же самые критерии, но в конкретных частях повреждаемой поверхности (4 и 5)); появление царапины определенной длины (6) в произвольной или конкретной зоне поверхности; перечисленные критерии износа, но не по показателю линейного изнашивания, а по показателю поверхностной поврежденности; достижение заданного сближения за счет износа двух поверхностей; достижение заданного уровня весового износа.

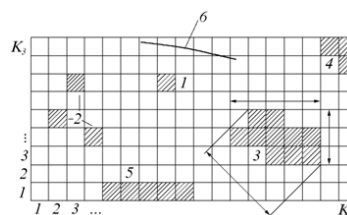


Рис. 1. Дискретизированная поверхность с заштрихованными участками, на которых достигнут предельный уровень износа

В предлагаемой дискретной методике указанные критерии оценки предельных состояний реализуются сравнительно просто. Оценивается также поврежденность групп участков, связанных некоторыми условиями совместности изнашивания. Оценивается взаимовлияние различных процессов повреждения. Например – взаимного влияния изнашивания и усталостного повреждения. Причем не только как конкурирующих процессов, но и как взаимоускоряющих.

Реализованы основные алгоритмы общей методики расчета и показана их работоспособность [7-8]. Уточнение и совершенствование расчетных методик и программ продолжается.

Методики и результаты экспериментальных исследований баббита.

Для определения усталостных свойств АФМ используется комплекс методик экспериментов: испытываются монометаллические образцы для определения основных свойств; испытываются слои АФМ, нанесенные на более прочную основу для получения характеристик зарождения и развития системы трещин; испытываются подшипники-образцы при контактировании с валом при наличии масла. Систематизация экспериментальных методик содержится в монографии [2]. Приведем основные результаты экспериментов и их обработки.

Модель накопления микроповреждений в баббите учитывает ускоренное протекание процессов в приповерхностных слоях материала [9] (рис. 2).

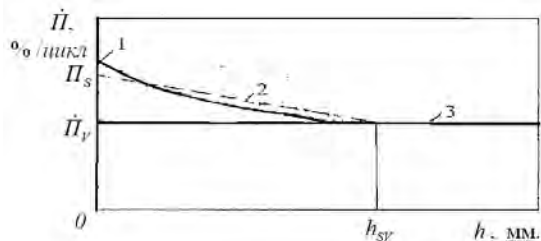


Рис. 2. Моделируемые графики скорости накопления микроповреждений в зависимости от глубины расположения слоя

Используется несколько кривых усталости, полученных для баббитовых образцов с различными значениями объемов и площадей поверхностей. С применением метода деформируемого многогранника для всех образцов кольцевого и круглого сечения подбираются параметры A и n модели $P' = A \sigma_a^n$ а также параметры кривых на рис. 2 такие, чтобы минимизировать отличия расчетных и экспериментальных долговечностей для всех амплитуд напряжений.

Баббитовые слои исследуются на стенде МУИ-6000 при нагружении по схеме чистого изгиба с вращением [2, 10-11]. Выполнен большой объем экспериментов по зарождению и развитию трещин в слое таких образцов и построена статистическая кинетическая диаграмма усталости (рис. 3). Получены характеристики циклической трещиностойкости баббитовых слоев [10-11].

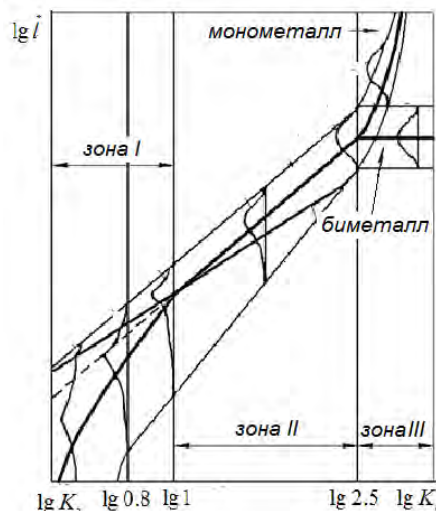


Рис. 3. Кинетическая диаграмма усталости баббитовых слоев, нанесенных на стальную основу.

Подшипники-образцы испытаны [12-13] по схеме, изображенной на рис. 4а. Полукольцевой образец со слоем баббита (1) прижимался циклической нагрузкой к вращающемуся валу (2). Испытания проводились в масляной ванне с регулируемой температурой масла (3). Выполнено много серий испытаний: исследовано влияние толщины баббитового слоя, температуры масла, способа нанесения баббита на стальную основу и т.д. Особое внимание уделялось получению критерия эквивалентности напряженных состояний в таких условиях. На рис. 4б приведены кривые усталости образцов с различной изгибной жесткостью, в которых соотношение компонент напряжений в баббитовом слое (рис. 4а слева сверху) изменяется в широких пределах.

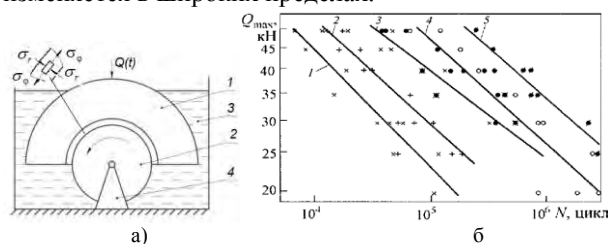


Рис. 4. Схема испытаний подшипников – образцов (а) и кривые усталости образцов с различной изгибной жесткостью

Напряженно-деформированное состояние (НДС) баббитового слоя рассчитано по трехмерным расчетным схемам МКЭ. Исследовано влияние на НДС реологических свойств баббита и показано [14], что все постоянные компоненты НДС релаксируют до нуля (рис. 5а). Цикл нагружения становится симметричным.

По результатам усталостных испытаний трубчатых баббитовых образцов при осевом нагружении и при кручении показано [2], что в качестве критерием эквивалентности НДС для баббита может быть использовано первое главное напряжение σ_1 . Иная ситуация для баббитовых слоев, испытанных по схеме (рис. 4а). На основе анализа результатов всех испытаний образцов с различным НДС показано, что

наилучшим критерием эквивалентности НДС в этих условиях является критерий $\sigma_\phi/2 + |\sigma_r|$, где σ_ϕ - окружное напряжение в баббитовом слое, а σ_r - радиальное напряжение (давление). Т.е. давление попадает в трещины и оказывает расклинивающее действие (увеличивает первое главное напряжение).

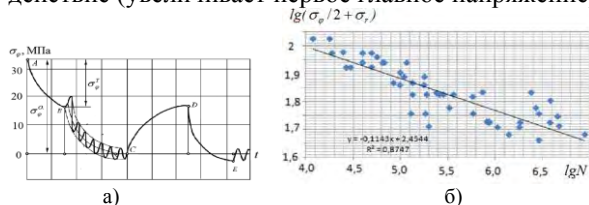


Рис. 5. Схема изменений окружных напряжений σ_ϕ в баббитовом слое вследствие релаксации (а) и оценка применимости критерия прочности $\sigma_\phi/2 + |\sigma_r|$ для баббитового слоя (б)

Для определения характеристик изнашивания АФМ используются известные и некоторые оригинальные методики экспериментов. На машине трения СМЦ-2 исследована [15] стадия приработки баббита по схеме вал-частичный вкладыш. Кривые изнашивания и функция нестационарности приведены на рис. 6.

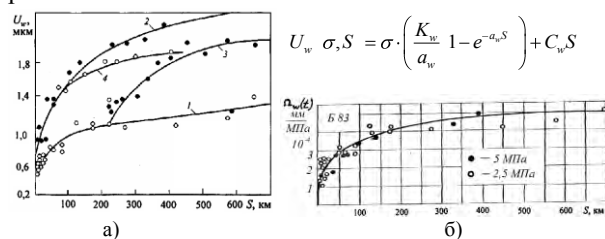


Рис. 6. Кривые изнашивания (а) и функция нестационарности для баббита Б83 (б)

Испытаны также кольцевые образцы со слоем баббита. Получены кривые изнашивания в различных сечениях образца и обобщенная функция нестационарности при испытаниях в чистом масле и при наличии абразива.

Выполнены [7, 16] расчеты изнашивания испытанных образцов с применением МКЭ и различных вариантов сглаживания результатов, снижающих трудоемкость расчетов (рис. 7а). На рис. 7б-в показана поверхность образца с расчетными износоконтактными повреждениями.

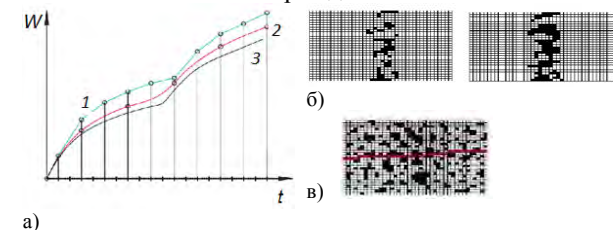


Рис. 7. Расчетные кривые изнашивания (а) и расчетные стадии изнашивания поверхности (б), а также вид участка поверхности с расчетными повреждениями от эрозии и абразивной царапиной (в)

Предпринимаются попытки учесть в расчетах долговечности ПС взаимовлияние усталости и различных видов изнашивания.

Заключение.

Сопоставление экспериментальных и расчетных значений долговечности испытанных образцов показало перспективность разрабатываемого подхода. Выполнены исследования ПС некоторых машин и даны рекомендации по повышению их долговечности.

1. Бабин А.П., Зернин М.В. Конечноэлементное моделирование контактного взаимодействия с использованием положений механики контактной псевдосреды // Изв. РАН. Механика твердого тела. - 2009. - №4. - С. 84-107.
2. Морозов Е.М., Зернин М.В. Контактные задачи механики разрушения / Е.М. Морозов, М.В. Зернин. - 3-е изд. - М.: ЛИБРОКОМ, 2017. - 544 с.
3. Зернин М. В., Мишин А. В., Рыбкин Н. Н., Шилько С. В. Гидродинамический анализ подшипников скольжения. Часть 1: Учет нецилиндричности рабочих поверхностей // Трение и износ, 2014, Том 35, № 5. - С. 584- 595.
4. Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н., Шилько С.В., Рябченко Т.В. Учет многозонного гидродинамического трения, перекоса осей и контактной податливости вала и втулки подшипников скольжения //Трение и износ. - 2017. - Т. 38. -№3 с. 269-279
5. Зернин М.В. Дискретное моделирование повреждений подшипников скольжения с учетом комплекса воздействий и критериев отказа. Сообщение 1. Общая схема расчета долговечности // Трение и износ. - 1996. - Т. 17. - № 6. - С. 747-755.
6. Болотин В.В.. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. - М.: Машиностроение, 1984. - 312 с.
7. Зернин М. В., Мефед Е. В., Яшутин А. Г., Гришанов А. А. Реализация методики оценки долговечности подшипников скольжения по системе критериев повреждения поверхностей трения // Вестн. БГТУ. - 2009. - № 2. - С. 31-41.
8. Zernin M.V. Friction Units Durability Estimation Method Based on Friction Surfaces Limiting States Criteria System//Procedia Engineering 206 (2017) 570-575
9. Зернин М.В. Конечноэлементное описание процессов усталости с учетом особых свойств поверхности материала // Заводская лаборатория. - 1995. - № 2. - С. 43-51.
10. Зернин М.В., Кузьменко А.Г., Савоничев П.Н. Экспериментальные исследования зарождения системы трещин в баббитовых слоях, нанесенных на стальную основу // Заводская лаборатория. 1998. Т. 64. № 1. С. 38-44.
11. Zernin M.V. Determination of babbit mechanical properties based on tin under static and cyclic loading // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 327 (2018) 042131 doi:10.1088/1757-899X/327/4/042131
12. Кузьменко А. Г., Яковлев А. В., Зернин М. В. Методика оценки сопротивления усталости антифрикционных материалов для подшипников скольжения // Заводская лаборатория. - 1984. - № 8. - С. 77-79.
13. Зернин М.В. Яковлев А.В. К исследованию усталостной долговечности баббитового слоя тяжело нагруженных подшипников скольжения // Заводская лаборатория. 1997. № 11. С. 39-47.
14. Зернин М. В., Кузьменко А. Г., Яковлев А. В. Контактная ползучесть баббитового слоя подшипников скольжения // Заводская лаборатория. - 2008. - Т. 74. - № 5. - С. 58-62.
15. Зернин М.В., Кузьменко А.Г. Методика определения малых величин износа и построение математической модели изнашивания баббита при неустановившемся режиме граничного трения // Заводская лаборатория. 1998. № 8. С. 48-52.
16. Zernin M.V., Yashutin A.G. Modeling of various types of surface wear Proceeding of the 4th International Conference on International Engineering, Lecture Notes in Mechanical Engineering. - Springer Nature Switzerland AG - 2019/- https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_81. pp. 781 - 789

ФОРМАЛИЗАЦИЯ УПРАВЛЕНИЯ РЕАЛИЗАЦИЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ С УЧЕТОМ ДИНАМИКИ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ ПРОИЗВОДСТВ ПРИ НАЛИЧИИ ДИРЕКТИВНЫХ СРОКОВ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

А.А. Иванов, П.Ю. Бочкарев

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., Саратов, Россия;
aleksandr.ivanov@lineate.com; bpy@mail.ru

Представлена формализация процедуры реализации технологических процессов для управления мелкосерийным производством при наличии директивных сроков обработки деталей. Показано, что предложенная модель и метод поиска позволяют формализовать, оценить сложность задачи, и в результате получить значительное уменьшение общего времени работы производственной системы и сокращение максимальных задержек выпуска деталей относительно поставленных директивных сроков.

Введение

Основные проблемы и, соответственно, направления научных исследований в области создания методических положений управления производственными системами в настоящее время связаны с мелкосерийным (МП) и единичным производством. В машиностроении четко прослеживается тенденция к снижению серийности из-за различных изменений в конструкции изделий, увеличения их номенклатуры и комплектующих изделий. Фундаментальные исследования в этом направлении представлены в работах Соколицина С.А., Козловского В.А., Неймарка А.И., Пруденского Г.А., Разумова И.М., Сателя Э.А., Соломатина Н.А., Либермана Е.Г., Бржозовского Б.М., Загидуллина Р.Р. и др.

В числе прочих серьезной проблемой в этом направлении является невозможность на основе существующих в настоящий момент разработок создать автоматическую систему управления производством. В работе известных и используемых в мелкосерийных производствах, еще значительное место занимает человек: операторы, технологи, диспетчеры, контролеры.

В связи с этим, принципиально важным является разработка таких моделей управления производственными системами механообработки, которые позволяли бы создать автоматизированные системы управления технологическими процессами и представляли собой единое целое с системами технологической подготовки производства.

В настоящее время в наибольшей степени этой концепции удовлетворяет система автоматизированного планирования САПЛ-ТП [1], разрабатываемая на базе СГТУ. Основное ее преимущество заключается в возможности оперативного реагирования на изменение производственной ситуации за счет многовариантности решений на всех этапах

планирования ТП, и едином критериальном подходе на стадии разработки и реализации.

При глубокой проработке этапа проектирования, в САПЛ-ТП не выполнена проработка задачи этапа реализации – определение оптимального управления реализацией ТП заданной номенклатуры деталей для производственной ситуации на момент запуска.

Постановка задачи

Качественная постановка задачи реализации представляется следующим образом. На вход производственной системы, для обработки, поступает некоторый заказ из множества разнотипных деталей, объединенных в партии. ТП для каждого типа детали определяется в САПЛ-ТП, исходя из текущей производственной ситуации. ТП состоит из последовательности операций, которые должны быть полностью выполнены на конкретном типе технологического оборудования (ТО). Производственная система состоит из множества различных типов ТО, объединенных в группы. ТО одной группы в общем случае имеют разную скорость обработки. Каждой операции для обработки назначается группа или множество групп ТО. Каждая операция должна обрабатываться только одним ТО из группы. Все операции должны быть выполнены в строгой последовательности с заданным ТП. Обработка операций ТП происходит без прерываний, переналадок и перехода на другое ТО. На каждом ТО в любой момент времени должно обрабатываться не более одной детали. Каждое ТО требует время на переналадку при переходе к следующей операции, которое также зависит от последовательности и типа операций. Исходные данные для поставленной задачи формируются в САПЛ-ТП на момент запуска. Изменение производственной ситуации (поломки оборудования, изменение статуса заказа и пр.) не входит в постановку задачи, поскольку САПЛ-ТП

обрабатывает такую ситуацию путем переопределения входных данных и восстановления способа реализации ТП для новой ситуации. Одним из основных критериев оптимизации считается минимизация общего времени работы производственной системы C_{\max} , т.к. она приводит к максимуму загрузки ТО, снижению себестоимости и повышению рентабельности, что до сих пор является одной из основных задач в механообрабатывающем производстве. Однако, в современном многономенклатурном производстве, завязанном на конкуренцию, одним из основополагающих свойств является ориентация на требования заказчика и, как следствие, в некоторых случаях ставятся жесткие сроки выполнения работ, обязательные для соблюдения. Поэтому считается, что соблюдение директивных сроков является не менее приоритетной задачей планирования для многономенклатурного мелкосерийного производства наравне с оптимальной загрузкой оборудования и общим временем обработки всех работ.

Основными целевыми критериями, связанными с директивными сроками являются L_{\max} , T_{\max} , L_{sum} и T_{sum} , т.е. максимальное смещение, максимальное запаздывание, суммарное смещение и суммарное запаздывание соответственно. Наибольший интерес для МП представляет такой целевой критерий как минимизация максимальной задержки L_{\max} . Основные достоинства этого критерия в том, что:

- позволяет учитывать директивные сроки;
- подсистема Реализации на базе модели с таким критерием будет «искать» реализации ТП максимально «сдвинутые влево» относительно директивных сроков по каждой детали.

Таким образом эффект от применения такого критерия аналогичен эффекту от C_{\max} и в то же время учитывается влияние директивных сроков.

Модель управления реализацией ТП с L_{\max}

Задача реализации ТП в МП с критерием L_{\max} является NP-трудной и поэтому изначально предполагалось использование метаэвристического алгоритма для ее решение. Большинство из них основывается на представлении модели в виде графа. Именно поэтому модель МП с критерием L_{\max} разрабатывалась в виде дизъюнктивного графа.

Модель системы МП в виде графа с критерием C_{\max} уже была представлена в работе [1]. Для учета критерия L_{\max} расширим модель из [1] следующим образом.

Введем величину d_D – директивный срок выпуска произвольной детали D . Для формирования ОМ с критерием L_{\max} в подсистеме Реализации ТП данные для каждого варианта ТП от подсистемы Проектирования ТП должны содержать дополнительно информацию о директивных сроках обработки по каждой из деталей в заказе. Для деталей с неустановленными

директивными сроками возможно использовать заведомо большие величины сроков.

Введем следующие обозначения.

$N = \{D_1, D_2, \dots, D_n\}$ – множество из n деталей.

$M = \{TO_1, TO_2, \dots, TO_m\}$ – множество из m различного технологического оборудования (ТО).

O – множество из o операций всех деталей.

$D.O_{pi}, \dots, D.O_{pj} | O^D$ – технологический процесс детали D , где O^D – множество операций детали D .

$A_D = \{(D.O_{pi}, D.O_{pj}) : i < j, 1 \leq i < |O^D|, 1 < j \leq |O^D|\}$

– множество всех упорядоченных пар операций одной детали.

$T_{шт}(D.O_{pi}, \Gamma_{pg}, TO_k) > 0$ – время штучное выполнения операции $D.O_{pi}$ на TO_k .

$T_{п-з}(TO_k, D.O_{pi}, J.O_{pj})$ – время, затрачиваемое на переналадку TO_k между операциями $D.O_{pi}$ и $J.O_{pj}$.

$\Gamma_{pg}, g = 1..r$ – группа ТО, состоящая из m_g идентичных $TO \in M$. Таким образом,

$$\sum_{g=1..r} m_g = |M|.$$

$r^{D.O_{ni}} \leq r$ – количество различных групп оборудования, назначаемого операции $D.O_{ni}$.

$g^{D.O_{ni}} = \{g_q^{D.O_{ni}} : g_q^{D.O_{ni}} \in [1..r], \forall q = 1..r^{D.O_{ni}}\}$ –

множество индексов групп ТО, назначенных для операции $D.O_{ni}$.

$M_{D.O_{ni}} = \{TO_k : TO_k \in \Gamma_{pg}^{D.O_{ni}}, \forall g_q^{D.O_{ni}} \in g^{D.O_{ni}}\}$ –

множество ТО, входящих в множество групп оборудования для обработки операции $D.O_{ni}$.

$B = \{(D.O_{pi}, J.O_{pj}) : D \neq J, D, J \in O^D; M_{D.O_{pi}} \cap M_{J.O_{pj}} \neq \emptyset\}$

– множество неупорядоченных пар операций, принадлежащих различным деталям и имеющих потенциально общие ТО.

Учитывая введенные обозначения, дизъюнктивный граф для задачи ММП с критерием L_{\max} представляется в виде $G = (V, A, E)$, где:

$$V = \{a, b\} \cup \bigcup_{D \in N} V_D \cup \bigcup_{D \in N} \bigcup_{O_{ni} \in O^D} \bigcup_{TO \in M_{D,O_{ni}}} V_{D,O_{ni}}^{TOs} -$$

это множество узлов графа. Суть введения фиктивного узла V_D в том, чтобы иметь возможность определять запаздывание по каждой детали отдельно.

- A – это множество конъюнктивных дуг, отражающих суть выполнения технологических маршрутов каждой детали и вспомогательных операций:

$$A = A_1 \cup A_2 \cup A_3 \cup A_4,$$

$$A_1 = \bigcup_{D \in N} \bigcup_{O_{ni} \in O^D} \bigcup_{TO \in M_{D,O_{ni}}} (a, V_{D,O_{ni}}^{TOs}),$$

$$A_2 = \bigcup_{D \in N} \bigcup_{(D.O_{pi}, D.O_{pj}) \in A_D} \bigcup_{TO \in M_{D,O_{pi}}} \bigcup_{TO_{qj} \in M_{D,O_{pj}}} (V_{D,O_{pi}}^{TOs}, V_{D,O_{pj}}^{TO_{qj}})$$

$$A_3 = \bigcup_{D \in N} \bigcup_{O_{ni} \in O^D} \bigcup_{TO \in M_{D,O_{ni}}} (V_{D,O_{ni}}^{TOs}, V_D),$$

$$A_4 = \bigcup_{D \in N} (V_D, b)$$

Назначение и вес конъюнктивных дуг множеств A_1 , и A_2 здесь аналогично как для графа обобщенной модели с критерием C_{\max} . Вес дуги $(V_{D,Oni}^{TOs}, V_D)$, $D \in N, Oni \in |O^D|, TOs \in M_{D,Oni}$ множества A_3 равен $T_{шт.}(D, Oni, Грг, TOs)$. Вес дуги (V_D, b) множества A_4 выбирается отрицательным и равен минус d_D .

- E это множество дизъюнктивных дуг, которое формируется как для обобщенной модели с критерием C_{\max} .

Для пояснения сказанного рассмотрим пример задачи реализации ТП. На Рисунке 1 представлен общий вид графа обобщенной модели с критерием L_{\max} для примера с четырьмя деталями.

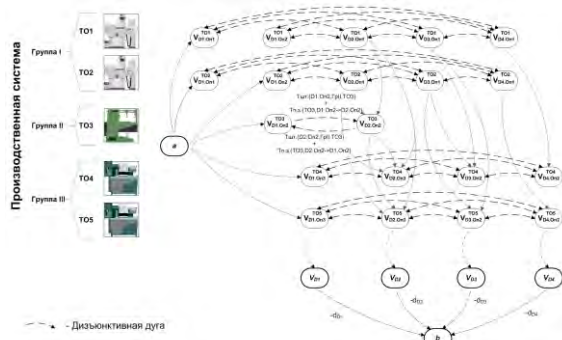


Рис. 1. Общий вид дизъюнктивного графа обобщенной модели с критерием L_{\max}

На Рисунке 2 подробнее описаны конъюнктивные дуги на примере детали D_1 .

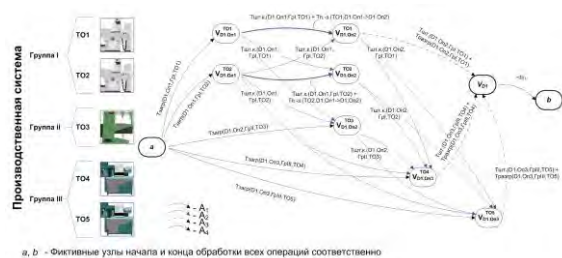


Рис. 2. Фрагмент графа: узлы и конъюнктивные дуги одной детали D_1

В качестве обоснования применения приведенной выше структуры графа обобщенной модели с критерием L_{\max} есть два довода:

1. В предыдущих задачах с целевой функцией C_{\max} был важен момент завершения обработки всех деталей. Именно поэтому в соответствующих представлениях в виде графа имелся один стоковый узел. В задачах с критерием L_{\max} важно время завершения каждой из n деталей. Поэтому здесь граф будет иметь дополнительное множество фиктивных стоковых узлов $V_D, D \in N$. Поскольку понятие допустимой выборки для обобщенной модели с критерием L_{\max} остается аналогичным обобщенной модели с критерием C_{\max} , наибольший путь в графе от истока a к стоку V_D будет определять момент завершения обработки детали D .

2. Значение целевой функции для заданной допустимой выборки $(\bar{\mu}, S)$ в графе G будет определяться, как и раньше, как величина максимального пути в графе от истока a к стоку b . Для доказательства применим допустимую выборку $(\bar{\mu}, S)$ к связанному графу G для примера на Рисунке 1. В полученном графе $G^{\bar{\mu}}$ определим максимальный путь от узла V_1 к узлу V_2 как $P_{\max}(V_1, V_2)$. Тогда $P_{\max}(a, V_D), D \in N$ это время завершения обработки детали D .

$$\text{Из } P_{\max}(a, b) = \max(P_{\max}(a, V_A) - d_A, P_{\max}(a, V_B) - d_B, P_{\max}(a, V_C) - d_C, P_{\max}(a, V_D) - d_D)$$

следует, что $P_{\max}(a, b) = \max(L_A, L_B, L_C, L_D)$. Что и требовалось доказать.

Полученная обобщенная модель позволила оценить сложность моделируемого процесса и сформировать графоаналитический подход к ее решению. В результате был разработан специальный метаэвристический алгоритм на базе метода поиска с запретом, особенностью которого стала адаптация метода поиска с запретом к новой сложной задаче – задаче реализации ТП с критерием L_{\max} . Предложенный метод позволяет использовать сильные стороны известных алгоритмов ([2] и [3]), применявшихся для менее трудных задач, и компенсировать их недостатки. В результате были разработаны оригинальный способ построения начального расписания, оригинальный способ построения окрестности поиска допустимых реализаций ТП и специальные методики ускорения поиска.

Заключение

Полученная модель реализации ТП в МП позволяет формализовать описание выполнения проектных процедур управления производством на этапе реализации ТП механообработки в системе планирования технологических процессов.

Применение в интеграции с САПЛ-ТП разработанных моделей и методов позволит создать более эффективную систему интеллектуальной поддержки принятия решений при реализации технологических процессов в мелкосерийных производствах с учетом динамического состояния производства и директивных сроков.

1. Иванов, А.А. Оптимизация принятия решений при реализации технологических процессов механообработки в условиях многоименных производств / А.А. Иванов, П.Ю. Бочкарев // International Independent Institute of Mathematics and Systems "M&S". – Новосибирск, 2015. – № 7. – С.13-22.
2. R. Burgy and H. Grofflin. The blocking job shop with rail-bound transportation. Journal of Combinatorial Optimization, 31(1):152–181, 2016.
3. M. A. Gonzalez, C. R. Vela, and R. Varela., 2015, Genetic Tabu Search for the Fuzzy Flexible Job Shop Problem, Computers and Operations Research, 54, 74–89.

ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВОЙ ПАЙКИ В СБОРКЕ ЮВЕЛИРНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Г.Ю. Иванов, А. Д. Фролов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; glebobobo@mail.ru; g.b.king@mail.ru

В сборке ювелирных изделий основным способом соединения является пайка, но широко используемые классические методы не способны отвечать на поставленные задачи, такие как соединение разнородных материалов. В статье рассматривается ультразвуковая пайка, как решение данной проблемы.

В современной ювелирной промышленности широко используются классические методы сборки изделий из драгоценных металлов. В основном это пайка с использованием припоя, содержащего драгоценные металлы. Несмотря на высокую распространенность подобного способа сборки в ювелирном деле, он имеет ряд нежелательных особенностей и ограничений, которые негативно сказываются как на самом процессе сборки, так и на изделии.

Свести к минимуму негативные аспекты процесса сборки ювелирных изделий возможно с помощью ультразвуковой (УЗ) пайки. УЗ пайка позволяет получать не только качественное соединение, но и соединять разнородные материалы, например, серебро и золото, серебро и стекло, золото и керамика. Главные особенности данного метода:

- Процесс соединения производится без использования флюса. При обычной пайке без использования флюса, требуется проводить данный процесс в вакуумных печах. Ультразвуковая пайка не предполагает использование флюса или вакуума;
- Возможность создания объёмных, относительно сложных ювелирных конструкций;
- Очень высокая прочность соединений благодаря диффузированию припоя в основной материал;
- Процесс является более экологически чистым, чем традиционная пайка, так как дополнительные очистительные операции по удалению флюсов, приводящие к загрязнению окружающей среды, не предусматриваются в виду отсутствия оных;
- Флюсование и очистка требуют больших затрат времени и материалов. В случае же ультразвуковой пайки данные процессы исключаются, что приводит к снижению ресурсных и временных затрат.

Несмотря на распространенность пайки в ювелирном деле, процесс не универсален, в частности, когда дело доходит до пайки тонких деталей (в пределах 1 мм) ювелирных изделий. Распространенными дефектами являются непропаи, трещины, флюсовые включения, раковины, поры. Для прогрева толстых материалов требуется относительно большой промежуток времени, когда тонкие материалы требуют намного меньше времени. Но в обоих случаях пайка проходит мед-

ленно, так как приходится ждать, когда припой растечётся и зальёт шов, поэтому трещины и непропаи при пайке тонких изделий встречаются довольно часто. Ультразвуковая пайка снижает растекание капли припоя по поверхности подложки и почти мгновенно обеспечивает снижение угла смачивания, с помощью возбуждения ультразвуковых колебаний в припое.

Главная особенность ультразвуковой пайки, возможность соединять разнородные металлические (серебро, золото) и неметаллические материалы, (керамика, стекло) заключается в явлении кавитации. Кавитация представляет собой возникновение газовых или паровых полостей (пузырьков) в жидкости или жидкой среде. При ультразвуковой пайке в роли жидкой среды выступает расплав припоя, которая возникает при интенсивных ультразвуковых колебаниях. В результате пульсации пузырьков с большой скоростью, равной частоте ультразвуковых колебаний, возникают ударные волны с относительно большим давлением примерно в 100-110 МПа. Благодаря этому окисные пленки или различные загрязнения разрушаются, тем самым предоставляя хорошо смачиваемую поверхность для припоя. Поэтому при ультразвуковой пайке разнородных материалов прочность сцепления достаточно высокая.

Процессы ультразвуковой пайки множество раз исследовались, поэтому известно, что интенсивность кавитации увеличивается в низкочастотной области спектра ультразвуковых колебаний. С повышением частоты колебаний интенсивность кавитации в расплаве снижается, но одновременно возрастают электромагнитные и магнитомеханические потери в ультразвуковых преобразователях. Оптимальным частотным диапазоном работы ультразвуковых технологических установок считается промежуток 18-44 кГц. Стоит учесть также фактор, обуславливающий эффективность ультразвуковой кавитации: мощность ультразвукового излучения, вводимого в расплав припоя, должна быть в пределах 100 Вт, и ультразвуковой инструмент должен быть точно настроен на собственную частоту. Оптимальная величина зазора между торцом излучателя и паяемой поверхностью – 0,2-0,3 мм.

При воздействии лазера на поверхность стекла (используемого в качестве аналога камня) был проведён сравнительный анализ допустимого напряжения, воздействие которого может приве-

сти к трещине. Для расчёта порога хрупкого разрушения материала использовалась формула:

$$\sigma = \frac{\beta \times E \times \theta_c}{3(1-2\nu)} \times \frac{r^2(t)}{p^2}, \quad (1)$$

где β – температурный коэффициент объёмного расширения облучаемого материала; E – модуль Юнга; c – градиент температуры в стекле; ν – коэффициент Пуассона. Сравнительный анализ показал, что напряжения в стекле не достигают нижнего допустимого предела.

Исходя из данных проведённого исследования можно утверждать, что воздействие процесса УЗ пайки не способно вызвать дефекты в камне, так как процесс не является высокотемпературным.

Исходя из требуемых характеристик и особенностей процессов и работы устройств, для сборки ювелирных изделий допустимо использование некоторых типов УЗ паяльных станций: Sunbonder USM-560; USS-9210. Данные установки имеют вариативность наконечников паяльника (1-4 мм), что немаловажно при работе со сложными конструкциями ювелирных изделий. Паяльные станции вида USS-9210 и USM-560 предназначены для небольших производств и исследовательских лабораторий, их характеристики удовлетворяют требованиям под сборку украшений, следовательно, их использование возможно и при сборке ювелирных изделий из разнородных материалов.



Рисунок 1. Паяльная станция USS-9210

В современной УЗ пайке широко распространены припои на основе олова такие, как ПОС 61, ПОЦ 10, ПОС Су 10-2 они в основном используются в электронике. Но с появлением на рынке доступных и универсальных припоев по типу CERASOLZER, УЗ пайка становится всё более перспективным вариантом. Сплавы CS186 или CS297 способны предоставить прочное и надежное соединение различных металлических и неметаллических материалов (металл + металл, неметалл + металл, неметалл + неметалл).

Таблица 1. Виды припоев для пайки

Припой	Состав, %				Температура пайки, °С	Прочность, МПа
	Sn	Ph	Sb	Zn		
ПОС 61	61	39	–	–	220...255	0,2 – 0,5
ПОС-Су 10-2	9	89	2	–	265...285	5 – 7
ПОЦ 10	90	–	–	10	220...225	8 – 10
ПОЦ 20	79	–	–	21	235...250	10 – 15
CS186	-				186...196	21 – 37
CS297	-				297...300	23 – 39

Выводы

Ультразвуковая пайка это чистый бесфлюсовый процесс, с помощью которого можно не только получить более качественное соединение, по сравнению с обычной пайкой, но и использовать разнородные материалы для получения ювелирных изделий.

1. Албагачиев А.Ю., Привезенцев В.И., Мамедова И.Ю.– Технологическое обеспечение импульсной лазерной пайки при сборке элементов из цветных металлов и минералов - Вестник машиностроения. 2018. № 10. – 47-48 с.
2. Васюнькин Н. - Ультразвуковые системы пайки USS-9200 и USS-9500. Технологии в электронной промышленности - 2011г. №47– 58-59 с.
3. Клубович В.В., Тявловский М.Д., Ланин В.Л. Ультразвуковая пайка в радио и приборостроении. Минск: “Наука и техника”, 1985г. – 263 с.
4. Ультразвуковые процессы в производстве изделий электронной техники. В 2 т. Т. 1/ Кундас С.П., Ланин В.Л. Тявловский М.Д. и др. Под общ. ред. акад. НАН Беларуси А.П. Достанко. – Мн.: Бестпринт, 2002. – 404 с
5. Faridi H. R., Devletian J. H., Le H. P. New Look at Flux-Free Ultrasonic Soldering // Welding Journal. 2000. № 9.

ОСНОВЫ ТЕОРИИ САМОРЕГУЛИРУЮЩИХСЯ АДАПТИВНЫХ МЕХАНИЗМОВ

К.С. Иванов¹

¹Институт механики и машиноведения им. У.А.Джолдасбекова, Алматы, Казахстан; ivanovgreek@mail.ru
.Алматинский университет энергетики и связи, Алматы, Казахстан

Саморегулирующийся адаптивный механизм – это механизм с двумя степенями свободы, самостоятельно изменяющий передаточное отношение в зависимости от сопротивления движению (обеспечивающий силовую адаптацию к внешней нагрузке). Определимость движения обеспечивает дополнительная связь силы и скорости (аналогичная гидростатической связи в гидравлическом катаракте).

Саморегулирующиеся адаптивные механизмы

Саморегулирующийся адаптивный механизм (САМ) – это механизм, самостоятельно изменяющий передаточное отношение в зависимости от сопротивления движению. САМ содержит кинематическую цепь с двумя степенями свободы и дополнительную связь, обеспечивающую определимость движения. В настоящее время широкое распространение получила автоматическая ступенчатая передача CVT [1]. Но ступенчатая CVT не является САМом, так как требует применения системы управления. В CVT саморегулирование в пределах одной ступени обеспечивает гидродинамический преобразователь. Автор предложил использовать самотормозящуюся передачу для создания САМ без преобразователя [2], однако конструкция не была проверена экспериментально. Попытки Крокетта [3] и Волкова [4] использовать гидравлический преобразователь в сочетании с передачей постоянного зацепления оказались безуспешными. Харрис запатентовал САМ в виде планетарного механизма с двумя степенями свободы и одним входом без гидродинамического преобразователя [5]. Однако, механизм с двумя степенями свободы не может надежно работать без дополнительной связи.

Автором была разработана теория силовой адаптации [6, 7, 8, 9] на основе использования принципа возможных перемещений. Было доказано, что замкнутый контур в двухподвижной кинематической цепи, создает дополнительную связь и обеспечивает силовую адаптацию к переменной внешней нагрузке. Найденные закономерности составили научное открытие «Эффект силовой адаптации в механике». Однако силовая адаптация определяет лишь необходимое условие адаптации. На старте в одноподвижном режиме движения было предложено использовать мертвое положение механизма (с входным и выходным водилами одинаковой длины), создающее достаточное условие адаптации [10, 11, 12]. На основе этой теории был создан ряд патентов [13, 14, 15].

Однако эксперимент показал возможность достижения адаптации только при наличии трения в механизме [16].

Для обеспечения надежности работы механизма необходима активизации замкнутого контура, добавляющая реальную связь. Однако эта связь должна сохранить подвижность замкнутого контура. Следовательно, дополнительная связь должна быть связью принципиально нового типа. Она должна накладывать строго определенное ограничение движения при сохранении относительной подвижности звеньев.

Ранее при исследовании плана скоростей механизма была обнаружена некоторая точка, теоретически связывающая разделенные звенья (центр совпадения скоростей) [10, 11, 17]. Использование этой точки позволяет создать реальную связь при сохранении числа степеней свободы. Такая связь позволяет создать надежный саморегулирующийся механизм [18, 19, 20].

Выполненные исследования позволили создать анимационные компьютерные модели, представленные на авторском сайте <https://adaptation.kz>.

В работе представлены основы теории саморегулирующихся механизмов.

Описание зубчатого саморегулирующегося механизма

Работоспособный определимый САМ (рис. 1) содержит основную кинематическую цепь и дополнительную силоскоростную связь [19].

Основная двухподвижная кинематическая цепь зубчатого САМ содержит стойку 0, входное водило H_1 , замкнутый контур из зубчатых колес 1-2-3-6-5-4 и выходное водило H_2 .

Силоскоростная связь звеньев H_1 и 5 представлена колесами 8 и 7, взаимодействующими в точке B' . Эта связь становится активной и вызывает силовое взаимодействие в контуре, если полюс зацепления колес 8 и 7 не совпадает с точкой S_5 – центром совпадения скоростей звеньев H_1 и 5. Пунктиром показано колесо 8, создающее пассивную связь, когда точка B' совпадает с точкой S_5 .

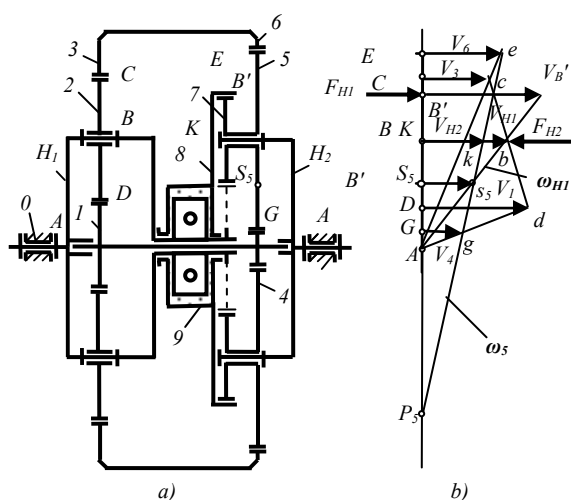


Рис. 1. Саморегулирующийся адаптивный механизм с планом линейных скоростей

Определимость САМ обеспечивает вращательный катаракт 9, вставленный в кинематическую цепь $H_1 - 7$ с активной силоскоростной связью (рис. 2).

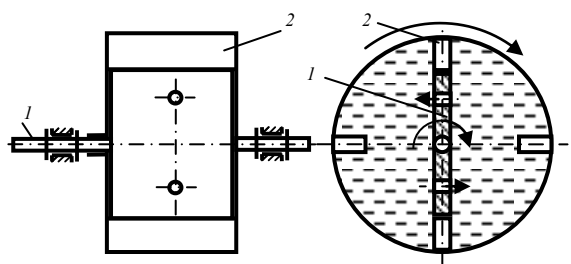


Рис. 2. Вращательный катаракт

Упрощенная схема вращательного катаракта (рис. 2) содержит поршень 1 в виде лопасти с калиброванными перепускными отверстиями и гидроцилиндр 2 с вязкой жидкостью.

Кинематический и силовой анализ основной кинематической цепи. Силовая адаптация

Кинематический анализ основной двухподвижной кинематической цепи (рис.1) выполняется традиционным способом [6, 7, 8].

Силовой анализ основан на использовании принципа возможных перемещений [6, 7, 8]. Аналитически связь параметров двухподвижной кинематической цепи, содержащей подвижный замкнутый контур, выражается формулой связывающей внешние угловые скорости и крутящие моменты

$$\omega_{H2} = M_{H1} \omega_{H1} / M_{H2}. \quad (1)$$

Эта формула связывает силовые и кинематические параметры и выражает эффект силовой адаптации: выходная угловая скорость прямо пропорциональна входной мощности и обратно пропорциональна переменному выходному моменту сопротивления.

Принцип определимости движения

Принцип определимости движения основан на использовании катаракта с силоскоростной связью.

В эксплуатационном режиме движения (рис. 2) момент сопротивления движению цилиндра M_2 превышает движущий момент M_1 . Момент катаракта $M_{12} = M_2 - M_1$. Входной вал с движущим моментом M_1 обеспечивает вращательное движение выходного вала 2 с угловой скоростью $\omega_2 < \omega_1$ за счет перепуска жидкости через перепускные отверстия. Под действием момента катаракта M_{12} имеет место движение звеньев 1 и 2 с относительной угловой скоростью $\omega_{12} = \omega_1 - \omega_2$.

Мощность катаракта

$$P_K = M_{12} \omega_{12} = (M_2 - M_1)(\omega_1 - \omega_2). \quad (2)$$

Характеристика катаракта определяется пропускной способностью перепускных отверстий (отношением площади лопасти вращающегося поршня 1 к площади перепускных отверстий), зависящей от давления. В катаракте с заданной характеристикой приложенным внешним моментам соответствует относительная угловая скорость.

Вращательный катаракт обеспечивает фиксированное по времени положение выходного вала с приложенным к нему моментом сопротивления M_2 , зависящее от расхода жидкости через перепускные отверстия.

Чтобы обеспечить высокий диапазон саморегулирования всего механизма, необходимо совместить силовую адаптацию кинематической цепи с гидростатическим преобразователем (катарактом). Замокнутый контур должен обеспечить силовую адаптацию, а гидростатический преобразователь обеспечивает определимость движения. Конструктивно метод определимости движения реализуется следующим образом. Сначала в подвижный замкнутый контур вводится заклинивающее звено, накладывающее дополнительную связь. Затем заклинивающее звено заменяется катарактом, добавляющим функциональную степень свободы (относительное положение, зависящее от времени).

Заклинивающее звено должно быть выполнено в виде звена, вводящего избыточную геометрическую связь, которая превращается в реальную связь путем минимального изменения соответствующего геометрического параметра. В этом случае малое геометрическое отклонение приводит к появлению большой силы на заклинивающем звене. После замены заклинивающего звена катарактом заклинивающая сила будет самостоятельно адаптироваться к минимальной относительной скорости движения. Катаракт оказывает прямое влияние на замкнутый контур, который передает движение на выходное звено передачи. Катаракт в замкнутом контуре, со-

здающем основное регулирование (адаптацию), обеспечивает косвенное влияние на выходное звено (вводит принудительную связь), что приводит к получению высокого диапазона регулирования при высоком КПД.

Минимальный КПД механизма с катарактом (рис. 1) составляет около 90% и определяется по формуле

$$\eta = (M_{H1}\omega_{H1} - P_K) / M_{H1}\omega_{H1}. \quad (3)$$

Основные свойства САМ

1. Зубчатый САМ (зубчатый вариатор) представляет собой двухподвижный двухрядный планетарный механизм с постоянным зацеплением зубчатых колес и с дополнительной силоскоростной связью.

2. САМ работает в заданном диапазоне регулирования самостоятельно (без системы управления).

3. Диапазон регулирования САМ зависит от геометрических параметров основной адаптивной двухподвижной кинематической цепи (согласно теории силовой адаптации) и от параметров катаракта (в соответствии с принципом определенности). Теоретически при КПД катаракта, равном 0,9, диапазон изменения передаточного отношения имеет пределы от 1 до 10.

4. Катаракт в отличие от гидротрансформатора является низкоскоростным гидростатическим преобразователем энергии, работающим в условиях равновесия статики, что определяет его высокую надежность и эффективность.

5. САМ имеет несомненные преимущества перед CVT: простота конструкции, абсолютная адекватность работы непереключаемой передачи, высокая надежность, автономная работа в широком диапазоне регулирования.

Заключение

Изложенный материал определяет технологию создания принципиально новых САМ.

1. Kevin R. Lang. Continuously Variable Transmissions. An Overview of CVT Research Past, Present, and Future. 21W. 732., USA. 2000. 11 p.
2. Иванов К.С. Передача с автоматически регулируемой скоростью. Предварительный патент республики Казахстан № 3208 от 15.03.1996.
3. Crockett Samuel J. Shiftless, continuously-aligning transmission. Patent of USA 4,932,928, Cl. F16H 47/08, U.S. Cl. 475/51; 475/47.1990, 9 p.
4. Волков И.В. Способ автоматического и непрерывного изменения крутящего момента и скорости вращения выходного вала в зависимости от сопротивления движению и устройство для его осуществления. Описание изобретения к патенту России RU 2 234 626 от 27.03.2004.
5. Harries John. Power transmission system comprising two sets of epicyclic gears. Patent of Great Britain GB2238090 (A). 1991, 11 p.
6. Ivanov K.S. Discovery of the Force Adaptation Effect. Proceedings of 11th World Congress in Mechanism and Machine Science. V. 2. 2004, Tianjin, China. – P. 581 - 585.
7. Иванов К.С. Теоретические основы зубчатой бесступенчатой регулируемой передачи. Теория механизмов и машин. Периодический научно-методический журнал. №2 (16). 2010. Том 8. Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. С. 36 – 48.
8. Ivanov K.S. Theory of Continuously Variable Transmission (CVT) with Two Degrees of Freedom. Paradox of mechanics. Proceedings of the American Society of Engineers Mechanics (ASME) International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE 2012). Houston, Texas, USA. 2012. PP 933 - 942.
9. Ivanov K.S. Paradox of mechanics – a basis of creation CVT. Transactions of 2-d IFToMM Asian Conference on MMS. November 7-10, 2012, Tokyo, Japan. P. 245 – 264.
10. Ivanov Konstantin. Optimal Design of Adaptive Toothed Variator (CVT). EngOpt 2018, Proceedings of the 6th International Conference on Engineering Optimization. Springer. Lisbon. 2018. PP 1178-1192.
11. Ivanov K.S. Theoretical Bases of Creation of Toothed Variator. (1018). Transactions of EUCOMES 2018. Springer. 2018. P 244-255.
12. K. Ivanov, M. Ceccarelli, A. Ozhiken, D. Caffolla, C. Gonzalez Cruz. Design and experiences of a planetary gear box for adaptive drives. Transactions of EUCOMES 2018. Springer 2018 г. P. 169 – 176.
13. Иванов К.С., Ярославцева Е.К. Способ автоматического и непрерывного изменения крутящего момента и скорости вращения выходного вала в зависимости от сопротивления движению и устройство для его осуществления. Патент России RU № 2398989. 10.09.2010. 10 с.
14. Konstantin S. Ivanov, Almaty, KZ. – Gebrauchsmusterinhaber. Bezeichnung - Einrichtung zur automatischen und kontinuierlichen Drehmoment – und Drehzahlveränderung einer Abtriebswelle je nach Fahrwiderstand. Urkunde über die Eintragung des Gebrauchsmusters Nr. 20 2012 101 273.1. Tag der Eintragung 02.05.2012. Deutsches Patent und Markenamt. Bundesrepublik Deutschland. 2012.
15. Ivanov K.S., Yaroslavceva E.K. Transmission and Device for Torque and Output Speed Modification Depending on Driving Resistance. International Application No.: PCT/IB2018/000007. Priority Data: 17152037.2 – 18.01.2017. World Intellectual Property Organization (WIPO). 26.07.2018.
16. Иванов К.С. Саморегулирующийся зубчатый вариатор. Создание и испытания. Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. 2017. Том 2, №3. С. 1-9.
17. Stephen P. Radzevich, Konstantin S. Ivanov and others. Advances in Gear Design and Manufacture. Ch. 7. Adaptive Gear Variators (CVTs). CRC Press. Taylor & Francis Group. 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300. Boca Raton, FL 33487-2742. International Standard Book Number-13: 978-1-138-48473-3 (Hardback). 360 p. 2019. (K. Ivanov: p. 244 – 294).
18. Ivanov K.S. Prospects of Creation of Mechanisms with Two Degree of Freedom. IFToMM World Congress on Mechanism and Machine Science. Advances in Mechanism and Machine Science. Springer Nature Switzerland AG 2019.
19. Иванов К.С. Саморегулирующиеся механизмы. Монография. ISBN 978-601-7889-88-3. Типография «ЦЭС». Алматы. 2019. 28 с.
20. Ivanov K.S., Yaroslavceva E.K. Getriebe und Einrichtung zur Drehmoment – und Abtriebsdrehzahländerung je nach Fahrwiderstand. Urkunde über die Eintragung des Gebrauchsmusters Nr 21 2018 000 129. <http://depatisnet.dpma.de>. Bundesrepublik Deutschland. 21.08.2019.

ПРОМЫШЛЕННЫЕ ЗАЩИТНЫЕ ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ

С.В. Иванов¹, Н.И. Попадьян²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия takazakevich@mail.ru

²ООО «Инновационная компания ЭФАМ, Москва, Россия

В статье рассматриваются промышленные защитные восстановительные технологии. Это технологии формирования антифрикционного компенсационного слоя на контактирующих поверхностях узлов трения с помощью нанотехнологических защитно – восстановительных составов.

Анализ проведенных исследований дает возможность установления нового перспективного направления – безразборного ремонта, заключающегося в повышении сроков службы машин, снижении износа и восстановления узлов трения за счет использования специальных нанотехнологических компонентов.

Рассматривая все научные подходы и описание воздействия ремонтно-восстановительных составов (РВС), их фундаментальную составляющую, нельзя отрицать их состоятельность. В то же время требуется проведение дополнительных теоретических и экспериментальных исследований по повышению эксплуатационных свойств РВС, установлению механизма и закономерностей изменения состава РВС в процессе его работы в двигателях внутреннего сгорания, повышению эксплуатационных свойств масла под действием компонентов РВС, установлению границ эффективного использования, с учетом свойств работающего моторного масла. Необходимо усовершенствование технологического процесса восстановления изношенных деталей различных двигателей и разработка оптимальной смазочной композиции, обеспечивающей восстановление изношенных поверхностей двигателей и, как носителя, данных ремонтно-восстановительных составов работающего моторного масла определенного узла трения.[1,2]

Инновационной компанией «ЭФАМ» разработана технология безразборного восстановительного ремонта и профилактики износа – промышленные защитные восстановительные технологии (ПЗВТ) – технология формирования антифрикционного компенсационного слоя на контактирующих поверхностях узлов трения с помощью нанотехнологических защитно – восстановительных составов (ПЗВС). Данная технология применима ко техническим средствам всех отраслей промышленности: ДВС всех типов, электродвигатели и электрические машины, редукторы, насосы, компрессоры, шестеренные передачи, подшипники скольжения и качения, турбины, прокатные станы, подъемно-транспортные средства и т.п. Комплексное внедрение технологии позволяет повысить энергоэффективность производства, экономить электроэнергию, масла, смазки, топливо, сократить ремонтные бюджеты пред-

приятий и затраты на ремонт, обеспечивает безаварийный энергоресурсосберегающий режим эксплуатации оборудования предприятия и увеличивает межремонтный период.

Промышленные защитные восстановительные составы (ПЗВС) в основе которых находятся нанотехнологические вещества, влияющие на триботехнические процессы, вследствие которых, за счет образования на поверхности трения защитного слоя, происходит снижение коэффициента трения, защита самого узла от износа и восстановление трущихся поверхностей эксплуатируемого оборудования. Данный состав подается в узлы трения в виде наноразмерных частиц в смеси со штатным маслом, смазкой или топливом. Образуется на трущихся поверхностях антифрикционный компенсационный износостойкий слой с повышенной твердостью. Как следствие, снижается коэффициент трения, интенсивность износа, температура узла, снижается энергопотребление узла за счет снижения потерь на трение и износ. [3]

Механизм действия одной из ветвей технологии – смазочных материалов и компонентов для них - заключается в том, что композиция защитно-восстановительного состава, индивидуальная для каждого узла и степени его износа, создает мягкой антифрикционный слой, препятствующий износу в местах слабых нарушений течений процессов “смазка по смазке” с нарушением разделительного слоя смазочного материала. Кроме того, композиция состава обеспечивает твердый антифрикционный слой в изношенном узле и в местах сильного нарушения условий смазывания, с выравниванием изношенной поверхности вплоть до восстановления нормальных условий гидродинамического трения с разделением трущихся деталей штатным смазочным материалом. В условиях же нормального трения “масло по маслу” высаживания поверхностных пленок не наблюдается и не требуется, что обуславливает малый расход дополнительных материалов ПЗВС.

Механизм создания мягкой защитной пленки сходен по своему формированию и действию штатным антизадирным и противоизносным присадкам в смазочных маслах – создание разделительного слоя с низким коэффициентом трения, подобного слою, формируемому смазками на основе органических соединений молибдена и цин-

ка, с 1960х годов применяющихся во всех смазочных материалах в промышленности. Механизм же создания самовосстанавливающегося твердого слоя состоит во взаимодействии мягкой защитной пленки с металлом в фазах износа, при которых происходит контактное трение металл по металлу при износе и нарушению размеров и шероховатости трущихся поверхностей.[4]

Естественный износ узла можно разделить на три основные части:

I – Начальная приработка узла.

Степень износа на данном участке будет зависеть от условий нагружения, качества смазочных материалов, а так же – от качества исходных сопрягаемых поверхностей. Чем выше будет точность и качество сопряжения – тем меньший износ происходит в момент приработки.

На данном этапе при внедрении технологии ПЗВТ наблюдается как возникновение мягкого защитного слоя, так и возникновение твердого защитного слоя в местах приработки, вызванного неточностями изготовления деталей. При этом происходит выравнивание сопрягаемых поверхностей до восстановления нормального безизносного гидродинамического трения без выдавливания смазочного материала из поверхностей трения.

II – Рабочий износ.

Это естественная фаза износа при работе агрегата, занимающая большую часть жизненного цикла эксплуатируемого оборудования. На данном этапе наблюдается формирование преимущественно мягких защитно-антифрикционных поверхностей, с образованием твердых выравнивающих вкраплений в местах, в которые по каким-то причинам произошло разрушение поверхностного слоя трущихся деталей (грязь, царапины, кратковременное прекращение поступление смазочных материалов в узел трение, попадание воды и.т.д).

При внедрении технологии ПЗВТ на данном этапе наблюдается значительное снижение скорости износа вплоть до его остановки самовосстанавливающимися покрытиями при применении на начальных этапах износа, и серьезное продление ресурса агрегатов при применении на поздних этапах износа.

III – Лавинный износ.

Происходит нарушение геометрии сопрягаемых деталей, при этом нарушается нормальное течение трения “смазка по смазке” вызванное нарушениями поверхностных слоев трущихся сопряжений (задиры, царапины, попадание больших количеств грязи, аварийные нарушения режимов смазывания) с выходом из строя эксплуатируемого оборудования. [5]

Внедрение технологий ПЗВТ на этапах, предшествующих лавинному износу, позволяет серьезно отодвинуть время наступления данного этапа (вплоть до наступления усталостной прочности трущихся деталей), а в случае аварийных нарушений (попадание большого количества абразива в смазочные материалы, воды, аварийные нарушения условий смазывания) максимально растянуть по времени развитие аварийной ситуации, высвободив время для реакции линейного и аварийного персонала на аварию и принятие необходимых мер, направленных на недопущение разрушения работающего оборудования.

Таким образом, применение семейства технологий ПЗВТ позволяет не только серьезно продлить полезное время работы оборудования в штатном режиме, но и смягчить последствия аварийных ситуаций в смежных системах, высвободив время на реагирования на аварию и защитив оборудование в момент её развития.

Обработка узлов трения производственного оборудования предприятия (насосов, вентиляторов, редукторов, электродвигателей и пр.) триботехническими ПЗВС составами производится с целью снижения в них коэффициента трения, интенсивности износа и частичного восстановления геометрии изношенных поверхностей с образованием на них компенсационного антифрикционного слоя. ПЗВС составы подаются в зону узлов трения. Эффект происходит непосредственно в пятне контакта под действием рабочих нагрузок за счёт изменения свойств взаимодействующих поверхностей и сохраняется в течение длительного времени. Под действием взаимного контактного давления двух соприкасающихся поверхностей, вибраций и ударов ПЗВС действует как катализатор поверхностных микрометаллургических процессов и способствует образованию на них нового износостойкого самовосстанавливающегося модифицированного слоя с пониженным коэффициентом трения. Износостойкость восстановленной поверхности повышается в 3-5 раз. Коэффициент трения снижается в несколько раз, что приводит к снижению температуры всего узла трения и как следствие к минимизации потерь в узле. Дозы ПЗВС составов и периодичность их подачи для образования оптимального модифицированного слоя определяются для конкретных объектов на основе имеющегося опыта обработок аналогичных объектов с учетом данных текущей спектральной и инструментальной диагностики.[6]

Заключение.

Промышленные защитные восстановительные технологии (ПЗВТ) применяются на разных стадиях производственных процессов. Данная технология позволяет увеличить износостойкость поверхностей трения, снизить коэффициент трения, частично или полностью восстановить геометрию поверхностей узлов трения, снизить пус-

ковые моменты, оптимизировать процессы трения, снизить пусковые моменты при отрицательных температурных режимах (в условиях Крайнего Севера, например), оптимизировать процессы трения и восстановления деталей.

Комплексное применение промышленных защитных восстановительных технологий (ПЗВТ) в промышленности, сегодня, является единственным высокоэффективным, наукоемким, интеллектуальным методом в малозатратных проектах энергоресурсосбережений различных предприятий. К примеру, по результатам опытной эксплуатации на Новолипецком металлургическом комбинате (НЛМК) с введением ПЗВТ в кинематические модули оборудования предприятия, энергопотребление данного оборудования снизилось на 5 - 7%, межремонтный период увеличился в 2 раза, уменьшился уровень вибрации и шума, снизился температурный режим опорных подшипни-

ков. Таким образом, подтверждается необходимость увеличения масштабов опытно - промышленного внедрения данных промышленных защитных восстановительных технологий.

- 1.Поляков С.А., Хазов С.П. Разработка составов для формирования самоорганизующихся «интеллектуальных» наноструктурных пленок на изношенных поверхностях узлов трения. // Труды МНПК «Нанотехнологии- производству». 2007г.
- 2.Поляков С.А., Хазов С.П. Нанотехника в трибологии.// Нанотехника.2006.№1. С.42-51.
- 3.Патент на изобретение № 2609574. Способ восстановления поверхностей трения. (ООО Инновационная компания «ЭФАМ»)
- 4.Хайнике Г. Трибохимия / пер. с англ.М: Мир. 1987. 345с.
- 5.Анищик В.М. Наноматериалы и нанотехнологии. Минск. БГУ.2008. 212 с.
- 6.Балабанов В.И., Беклемешев В.И., Махонин И.И. Трение, износ, смазка и самоорганизация в машинах. М: Изумруд.2004.192 с.

QUANTITATIVE EVALUATION ALGORITHM FOR TECHNICAL SYSTEM RELIABILITY

Y.A. Izvekov

Magnitogorsk State Technical University n.a. G.I. Nosov, Magnitogorsk, Russia; yurij.izvekov@mail.ru

This report reviews the approach to quantitative evaluation of technical system reliability (using an example with 300 ton metallurgical overhead crane). The probability of crane girder failure (breakdown) occurrence/non-occurrence in terms of ultimate stresses and loads is taken as the measure of reliability. The loading process is regarded as a Gaussian random process. Stresses prevailing in girder rods are calculated using the influence line method. Several types of rod sections were considered to reduce ultimate stresses and the I-section was chosen. Algorithm of quantitative reliability evaluation applied to the addressed structure was suggested.

Purpose

Presenting and justifying quantitative evaluation algorithm for technical system reliability (using an example with metallurgical overhead crane).

The issue of technical system reliability against man-made hazards is increasingly taking quantitative form. Proper managerial decisions (including automated solutions) are necessary to minimize hazards.

Materials and methods

To create a quantitative evaluation algorithm for technical system reliability we shall review a 300 ton metallurgical overhead crane girder operating under heavy and super heavy conditions. Considering that almost in 80% of all cases metallurgical cranes are operated beyond the expiry of their warranty period, we shall take the probability of failure non-occurrence for a particular technical system – a particular installation – as a measure of reliability.

We shall regard the loading process as a random Gaussian process. Thus, we shall calculate the probability of failure non-occurrence using the following formula [1, 2]:

$$P_0(t) = \exp \left\{ -\frac{t}{2\pi} \sqrt{\frac{-K_x''(0)}{K_x(0)} \left[e^{-\frac{(X_H - m_x)^2}{2\sigma_x^2}} + e^{-\frac{(X_H - m_x)^2}{2\sigma_x^2}} \right]} \right\}, (1)$$

where t is time; $K_x(0)$ is the correlation function of the random process and its second derivative; dispersion and mathematical expectation as well as upper and lower limits of actual loads and stresses.

It was necessary to construct an actual and ultimate stress density function for the purpose of evaluation.

Main bridge girders - along which the crane and loaded trolleys travel - have parallel chords. Stiffening girders that have the same arrangement as the main girders are mounted perpendicular to the main girders. Their arrangement ensures overall structural stiffness and rigidity. The strength of the crane bridge is calculated based on the assumption that the payload generated by the weight of the crane and the trolleys is only transmitted to the main girders.

Since loaded trolleys travel along the bottom chord, the influence line method is most suitable for the calculation [3].

Findings and their discussion

Calculations were performed for a metal girder with span $L = 24(18)$ m by using the influence line method. Sections were selected for maximum longitudinal forces and stresses applied when travelling along the bottom girder chord and load trolleys. The obtained calculated type distribution of stresses prevailing in rods, diagonal braces and vertical posts is shown in fig.1.

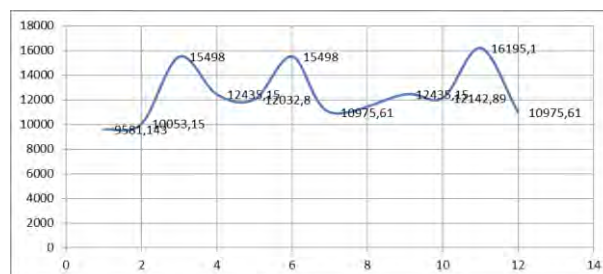


Fig. 1. Stress distribution

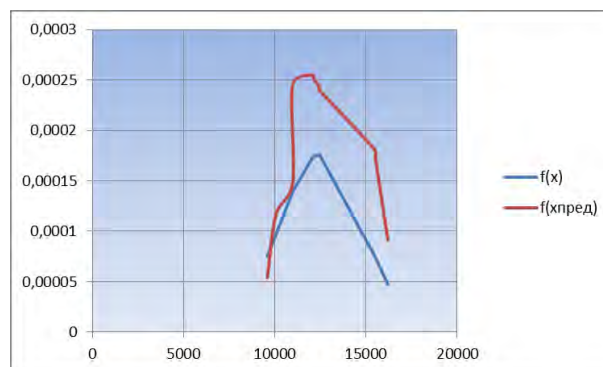


Fig. 2. Probability density function for limit and actual stresses

Figure 1 shows stresses (dimension: kgf/cm^2) in vertical direction and the numbers of top and bottom chord rods, diagonal braces and vertical posts in horizontal direction.

Figure 2 shows the probability density function values in vertical direction and stresses (dimension: kgf/cm^2) in horizontal direction.

The area between these curves is hazardous. Failures can occur in this case with a probability calculated according to (1). Therefore, measures were taken to reduce this area and shift the mathematical expectation (average value) to the left.

The girder was subjected to ultimate stresses when a U-section or an angle section was chosen. An I-section was selected to reduce the stresses, which was very effective.

Thus, the following algorithm can be presented for quantitative evaluation of reliability for a technical system, i.e. the 300 ton metallurgical overhead crane girder:

1) probability density functions for active and ultimate forces and stresses are calculated and constructed while taking into account operational life for a structure of a particular technical system;

2) when the obtained ultimate forces and stresses do not exceed the acceptable values the decision is made to continue the operation;

3) otherwise, the decision is made to either reinforce the constituent elements, conduct overhaul repairs or withdraw from operation.

Economic efficiency of performed measures must be evaluated at every stage of the presented algorithm. It is also necessary to consider all the previous information on loading applied to addressed technical systems.

1. Safety in Russia. Legal, socioeconomic and scientific-and-technical aspects. Analyzing safety-related risks and problems. In 4 parts//P.1. Basics of safety analysis and regulation: Academic advisor: K.V. Frolov – M.: MSF –Znaniye”, 2006. – 640 p: illustrated.
2. Izvekov Y.A., Gugina E.M. Method of quantitative evaluation applied to the risk of installation failure. Cited in textbook: Current issues existing in modern science, equipment and education. 77-th international scientific-and-technical conference abstracts. 2019. P. 122.
3. Darkov A.V., Shaposhnikov N.N. Structural mechanics: Textbook for civil engineering disciplines at higher educational institutions. – 8-th ed., revised and enlarged — M.: Higher school, 1986. — 607 p.

ПЛАЗМЕННЫЕ КЕРМЕТНЫЕ ПОКРЫТИЯ TiC-P6M5 и TiC-NiCrSiB.

Калита В.И.¹, Прибытков Г.А.², Комлев Д.И.¹, Коржова В.В.², Радюк А.А.¹, Барановский А.В.², Михайлова А.Б.¹, Иванников А.Ю.¹,
Алпатов А.В.¹, Криницын М.Г.²

¹Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва

²Институт физики прочности и материаловедения СО РАН г. Томск

Выполнены сравнительные исследования керметных покрытий с TiC карбидом и матрицами из быстрорежущей стали марки P6M5 и сплава NiCrFeSiBC. Порошки для напыления получали СВС синтезом. Покрытия формировали плазменным напылением с местной защитой от атмосферы воздуха. Содержание фазы TiC в покрытии сохраняется, однако период решетки карбида снижается, в большей степени для покрытия с матрицей на основе никеля. Более высокие значения микротвердости при нагрузке на индентор 20 Г, 16,34 ГПа, получили для керметного покрытия с дополнительным содержанием углерода 45,23TiC-52,39P6M5-2,39C.

Керметные износостойкие покрытия на основе TiC перспективны. Однако требуется провести исследование по возможности управления содержанием углерода, кислорода и азота в керметных покрытиях за счет дополнительного легирования матриц углеродом, бором и кремнием для снижения влияния кислорода на фазовый состав кермета. Керметные покрытия, 47,6TiC- 52,4P6M5, 45,2TiC-52,4P6M5-2,4C и 50,5TiC - 49,5(Ni15Cr3Fe3,2Si2B0,5C) напыляли на универсальной плазменной установке УПУ-3д, дополненной насадкой к плазматрону для напыления с местной защитой от атмосферы воздуха при следующих режимах: расход плазмообразующего газа Ar-N₂ 36,5 л/мин, ток дуги плазматрона 350А, напряжение 52 В. Сплав Ni13,5Cr4,5Fe2,7Si1,65B0,36C напыляли дополнительно для контроля поведения аналогичной матрицы в кермете при напылении. Порошки для напыления получали самораспространяющимся высокотемпературным синтезом (СВС) порошковых смесей титана, углерода и матричного материала.

Содержание углерода в TiC-P6M5 покрытии снизилось на 13,9%, аналогично предыдущим экспериментам авторов, то же относится к повышению содержания кислорода и азота при напылении (табл.). Аналогичные изменения по легким элементам и в TiC-P6M5-C покрытии, с той лишь разницей, что содержание углерода в покрытии, 10,4%, остается выше содержания углерода, закладываемое для получения TiC карбида при СВС синтезе 9,045%С, на 15% (табл.). Потери углерода в ПГСП-1 покрытии и повышение кислорода и азота в 2 раза меньше, чем в керметных покрытиях P6M5 матрицей. Однако в кермете с ПГСП-2 матрицей потери углерода выше в среднем на 14% по сравнению с ПГСП-1 покрытием, хотя повышение содержания кислорода ниже по сравнению с керметами на основе матрицы P6M5 (табл.). Такие отличия видимо объясняются различным химическим составом быстрорежущей стали и нихрома, легированного кремнием и бором, а так же

содержанием TiC карбида в керметных порошках. Можно предположить, что часть карбидов при напылении растворяется в жидкой матричной фазе и Ti и C более активно взаимодействуют с кислородом в матричной фазе.

Качественно фазовый состав TiC-P6M5 и TiC - ПГСП2 покрытия не изменяется относительно порошка для напыления. Более высокие скорости охлаждения напыляемых частиц при закалке из жидкого состояния уменьшают размер кристаллитов всех фаз (феррит, аустенит, Fe₃C), фиксируют в них большее содержание малорастворимых элементов, что выражается в повышении периодов их решетки. Уменьшение содержания карбидов в покрытии, может быть связано с частичным растворением объема исходных карбидов в жидкой матричной фазе (формирование фазы эвтектического состава TiC - P6M5, при достижении температуры солидуса). Снижение периода решетки карбида с 0,4321-0,4322 нм в порошке до 0,4319 нм в покрытии меньше, чем в предыдущем нашем исследовании керметов. Аналогично фазовый состав изменялся и для кермета TiC - ПГСП2. Снижение периода решетки TiC карбида с 0,4326 нм в порошке до 0,4309 - 0,4314 нм в покрытии может быть объяснено уменьшением содержания углерода и увеличением содержания кислорода и азота (Ar-N плазма).

Для всех исследуемых керметов микротвердость покрытий при нагрузках 20 Г выше, чем микротвердость напыляемых порошков на 19-65%, что объясняется частичным растворением карбида в жидкой матричной фазе и последующим выделением наноразмерных карбидов вследствие высокой скорости закалки из жидкого состояния, до 10⁸К/с. Микротвердость покрытий TiC-P6M5 при нагрузках 20 Г выше, чем микротвердость напыляемых порошков 14,56 ГПа вместо 8,81 ГПа. Для покрытия TiC-P6M5+C эти значения 16,34 ГПа и 13,64 ГПа. Для покрытия TiC-ПГСП2 эти значения 15,81 ГПа и 12,28 ГПа.

Таблица.

Содержание легких элементов, мас. %

Состав	Образец	С		О		N	
		Абсолютное	Изменение при напылении	Абсолютное	Изменение при напылении	Абсолютное	Изменение при напылении
ПГСП1	порошок	0,372	-	0,104	-	0,012	-
ПГСП1	покрытие	0,354	-4,84	0,260	150	0,025	108,33
TiC – ПГСП 2	порошок	10,9	-	0,761	-	0,090	-
TiC – ПГСП 2	покрытие	8,58	-21,28	1,52	99,74	0,25	177,77
TiC – ПГСП 2	покрытие	9,14	-16,15	0,963	36,34	0,13	44,44
TiC-P6M5	порошок	9,93	-	0,431	-	0,042	-
TiC-P6M5	покрытие	8,55	-13,9	2,10	387,24	0,34	709,52
TiC-P6M5-C	порошок	11,9	-	0,455	-	0,056	-
TiC-P6M5-C	покрытие	10,4	-12,61	1,80	295,6	0,27	382,14

Работа выполнена в рамках Программы фундаментальных научных исследований государственных академий наук на 2013 – 2020 годы, направление III.23. и при финансовой поддержке РФФИ (грант № 18-32-00330). Проведение экспериментов по плазменному напылению выполнено по государственному заданию № 075-00746-19-00, а анализ покрытий при финансовой поддержке РФФИ (гранты №№ 17-08-00059 а, 18-08-00842 а, 20-08-00059 а).

Выводы

1. Введение дополнительного углерода 2,38% в кермет TiC с матрицей P6M5 позволяет

компенсировать потери углерода при плазменном напылении и сформировать покрытие с дополнительным содержанием углерода, 1,35%.

2. Применение матрицы NiCrFeSiBC в керметном покрытии не уменьшило содержание углерода покрытия за счет взаимодействия Si и B с кислородом, как это происходит при напылении NiCrFeSiBC сплава.
3. Более высокие значения микротвердости, 16,34 ГПа, при нагрузке на индентор 20 Г получили для керметного покрытия с дополнительным содержанием углерода.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ СВЯЗУЮЩИХ И НАНОДЕСПЕРСНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ.

С.Д.Калошкин¹, В.Д.Данилов³, Г.М.Шитов¹, П.П.Усов², Н.Н.Рева⁴

¹Национальный Исследовательский Технологический Университет «МИСиС»,

²Национальный исследовательский университет «Московский институт электронной техники»,

³Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; daniiovvd@mail.ru

⁴НПП «Морская техника»

Разработана оптимальная структура полимерного композиционного материала на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена и квазикристаллической системы Al-Cu-Fe, исследованы физико-механические и трибологические свойства.

Цель.

Разработка полимерного композиционного материала применительно к узлам трения, функционирующих при экстремальных режимах.

Материалы и методы исследования.

Исследования физико-механических и трибологических свойств полимерного композиционного материала (ПКМ) базируются на рассмотрении двух основных групп явлений: механические явления, связанные с деформационными процессами, и адгезионные, обусловленные атомно-молекулярным и межмолекулярным взаимодействием контактирующих поверхностей.

Композиционные материалы на основе полимеров в большей степени, чем металлы, чувствительны к воздействию многочисленных факторов: нагрузок, скоростей, температур, времени, активных ингредиентов среды в контакте и вне его и другие.

Отметим то обстоятельство, что композиционные материалы на основе полимеров в процессе трения проявляют ряд особенностей. В первую очередь следует отметить температурно-временную зависимость свойств полимеров, приводящую к тому, что металлополимерный контакт оказывается весьма чувствительным к скорости скольжения, температуре окружающей среды и длительности нагружения.

При сближении композиционного материала и его последующем перемещении относительно контртела имеют место атомные и молекулярные взаимодействия, различающиеся по своей природе и дальности действия. Эти взаимодействия считаются ответственными за адгезию поверхностей трения, в частности, за адгезионную составляющую силы трения.

Необходимо учесть, что при определенных условиях на контакте реализуется химическая связь. Косвенным подтверждением этого является перенос как полимера на металл, так и металла на полимер.

Химические реакции характерны также для работы металлополимерной пары трения со смазкой. Механохимические процессы приводят к образованию высокоактивных свободных радикалов, которые, очевидно, могут вступать в реакции синтеза с мономерами, существующими в смазке. В результате ре-

акций синтеза может происходить восстановление полимерной цепи, наращивание цепи, образование сшивок между цепями, что, как показывают исследования, в определенных условиях приводит к уменьшению потерь на трение, увеличению износостойкости и контактной прочности [1-3].

Приведенное краткое рассмотрение явлений, происходящих в металлополимерной паре, косвенно решает в технологическом процессе формирования оптимальной структуры ПКМ.

Результаты и их обсуждение.

В поисках оптимальной структуры ПКМ рассмотрен ряд полиолефинов (полиэтилены – СВМПЭ; полипропилен – ПП) и фторполимеров (Ф4МБ). Особенность этих полимеров заключается в реомности их свойств – в первую очередь, их зависимость от температуры и времени. Как показали исследования по влиянию температуры на модуль упругости, предел прочности, динамический модуль, предел усталости, удельную работу деформации, термопластичные полимеры проявляют вязкоупругие свойства. Рост температуры от 20 °С до 100 °С приводит к существенному снижению значений кратковременного Ек и длительного Ед (конструкционный) модулей упругости у всех полимеров: при 20 °С у СВМПЭ отношение Ек/Ед равно 7,0; для ПТФЭ, ПП этот показатель равен соответственно 5,7 и 4,8. При 100 °С, этот показатель снижается в 1,3 – 2,8 раза. Твердость термопластичных полимеров сравнительно невысокая и изменяется в диапазоне 18 – 36 МПа.

Исследования показали, что характер изменения трения указанных полимеров обусловлено химическим строением, характером межмолекулярного взаимодействия полимеров с ответной металлическим образцом.

Влияние наноструктурных квазикристаллов системы Al-Cu-Fe [4] на триботехнические характеристики ПКМ на основе ПП, СВМПЭ и Ф4МБ представлены на рис.1 и 2.

Можно констатировать, что антифрикционные свойства ПКМ с квазикристаллами (рис.1) определяются свойствами полимерной матрицы. Наименьшие коэффициенты трения у ПКМ на основе Ф4МБ. У ПКМ на основе СВМПЭ коэффициенты трения

выше, чем у ПКМ на основе Ф4МБ, но ниже чем у ПКМ на основе ПП. Оптимальная концентрация квазикристаллов по износостойкости у ПКМ на основе СВМПЭ составляет 0,5 масс.% и 1,0 масс.% у ПКМ на основе ПП.

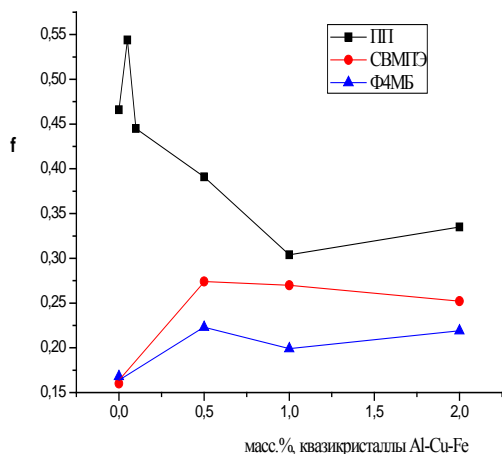


Рис. 1. Влияние квазикристаллов системы Al-Cu-Fe на коэффициент трения ПКМ на основе: ■ - ПП (полипропилен); ● - СВМПЭ (сверхвысокомолекулярный полиэтилен); ▲ - Ф4МБ

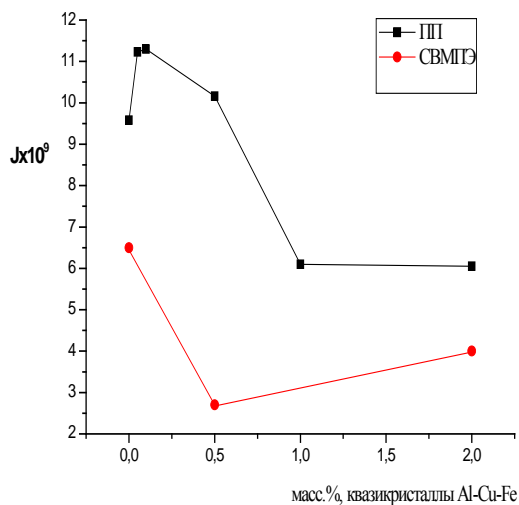


Рис.2 Влияние квазикристаллов системы Al-Cu-Fe на износостойкость ПКМ на основе: ■ - ПП; ● -СВМПЭ.

Трибология подшипников скольжения из сверхвысокомолекулярного полиэтилена с наноструктурными квазикристаллами системы Al-Cu-Fe [5].

На основании проведенных исследований, результаты которых представлены выше, для модельного подшипника скольжения выбран ПКМ с 0,5 масс.% квазикристаллов. Подшипник скольжения представляющий собой стальную обойму, в которую впрессована втулка из ПКМ (рис.3).

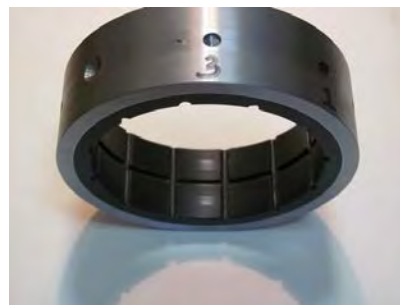


Рис.3 Подшипник из ПКМ с содержанием квазикристаллов 0,5 % масс. в СВМПЭ

Поверхность трения втулки выполнена в виде секторов, размер которых составлял 22 x 18 мм. Диаметр этой поверхности трения составлял 100 мм, осевой размер втулки – 40 мм. Цапфа подшипника скольжения выполнена из высоколегированной стали с твердостью поверхности трения HRC=55 единиц.

В ходе трибологических испытаний реализована классическая схема сухого трения неподвижный подшипник – вращающаяся цапфа. Скорость скольжения 1,3 м/с. Нормальная нагрузка 16 кг. В ходе этих испытаний оценивалось влияние пути трения (рис.4) на износостойкость и времени (рис.5) на коэффициент трения.

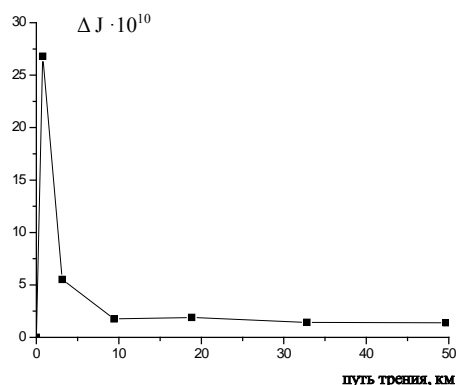


Рис.4 Зависимость относительной износостойкости от пути трения

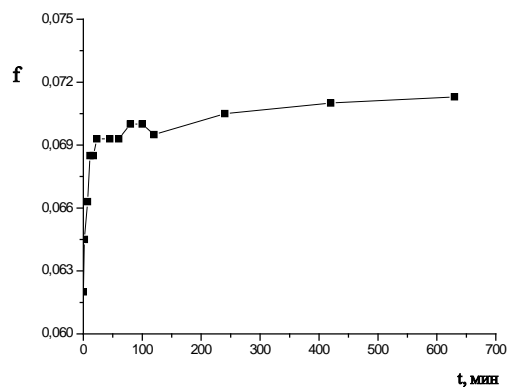


Рис.5 Изменение коэффициента трения во времени

На рис.6 при скорости скольжения 1,3 м/с и нагрузке на контакте, изменяющейся от 4 до 24 кг.

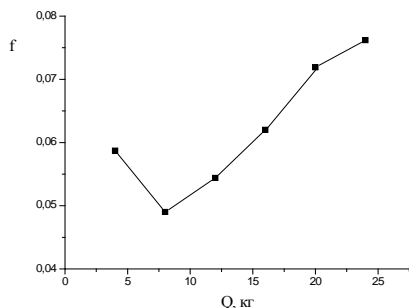


Рис.6. Влияние нагрузки на коэффициент трения

Проведенные испытания дают основание заключить о высоких трибологических характеристиках подшипника из ПКМ на основе СВМПЭ с 0,5 % масс. квазикристаллов системы Al-Cu-Fe. Отметим,

что коэффициент трения по истечении 700 минут приобретает практически постоянное значение, равное 0,07, а относительная износостойкость с 1,5-ой минуты характеризуется величиной 10^{-10} .

1. Михайлин Ю.А. Термоустойчивые полимеры и полимерные материалы.// «Профессия», С.-П., 2006, с.624.
2. Штремель М.А. Разрушение. 2 книги.// Разрушение структур. Книга 2// Издательство Дом МИСиС, 2015, 976 с.
3. Берлин А.А. Полимерные композиционные материалы. Свойства, структура, технологии.// «Профессия», С.-П., 2008, 557 с.
4. Калашкин С.Д., Чердынцев В.В., Данилов В.Д. Механоактивационное получение квазикристаллических порошковых сплавов системы Al-Cu-Fe и материала на их основе.// Кристаллография, М., 2007, т.52, № 6, с.989-1001.
5. Бахарева В.Е., Николаев Г.И. Современные машиностроительные материалы. Неметаллические материалы.//Справочник. НПО «Профессионал», С.-П., 2012, с.916.

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОДШИПНИКОВЫХ ОПОР НА ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ПОЗИЦИИ КОНТАКТНО-ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ.

С.Д.Калошкин¹, П.П.Усов², Г.М.Шитов¹, В.Д.Данилов³

¹Национальный Исследовательский Технологический Университет «МИСиС»,

²Национальный исследовательский университет «Московский институт электронной техники»,

³Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; daniovvd@mail.ru

Представлена методика теоретического исследования распределения толщины смазочного слоя и контактного давления в нем в зависимости от параметров функционирования подшипников скольжения на полимерных композиционных материалах.

Цель

Определение толщины смазочного слоя и контактного давления в нем и установление режимов трения в подшипнике скольжения.

Материалы и методы исследования

Теоретической основой расчёта большинства узлов трения, в том числе подшипников скольжения является контактно-гидродинамическая теория смазки (КГТС). При этом эффективным является проведение исследований на соответствующих моделях контакта.

Рассмотрен внутренний контакт жесткого вала и вкладыша из полимерного композиционного материала, жестко закрепленного в жестком корпусе (рис. 1). Внутренний радиус вкладыша мало отличается от радиуса вала R , то есть $\Delta/R \ll 1$, где $\Delta = R_1 - R$, R_1 - внутренний радиус вкладыша.

Линия центров NN (рис. 1) подшипника и вала образует с линией действия нагрузки угол θ , который находится в процессе решения задачи. Через φ обозначен угол, определяющий положение какого-либо поперечного сечения смазочного слоя и отсчитываемый от линии действия нагрузки по направлению движения поверхности вала. Рассмотрен случай подшипника с частичным углом охвата шипа вкладышем. В этом случае координата φ начала смазочного слоя определяется положением входного кармана, из которого смазка подается под небольшим давлением в зазор. Пусть линия действия нагрузки делит угол охвата шипа вкладышем пополам. Тогда координата начала смазочного слоя равна $-\vartheta$, 2ϑ - угол охвата подшипника. Координата точки обрыва смазочного слоя φ_c неизвестна и определяется в процессе решения задачи. При этом должно выполняться условие $|\varphi_c| \leq \vartheta$.

При определении толщины слоя смазочного материала деформациями вала и корпуса можно пренебречь, а учитывать только деформации вкладыша, так как $\frac{\varepsilon}{R} \gg \frac{E}{E_k}$, $\frac{\varepsilon}{R} \gg \frac{E}{E_s}$, где ε - толщина вкладыша, E , E_s и E_k - модули упругости соответственно материалов вкладыша, вала и корпуса,

При выполнении дополнительного условия

$\frac{\varepsilon}{R} \ll 1$ перемещение поверхности вкладыша W [1]:

$$w = \varepsilon \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1-2\nu}{E} P.$$

Выражение для толщины смазочного слоя с учетом шероховатости поверхности вкладыша можно записать в виде

$$\tilde{h} \varphi = \Delta - e \cos \varphi - \theta + \varepsilon \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1-2\nu}{E} P + \frac{1}{2} R_q \sin \left(2\pi \frac{R\varphi}{\lambda} + \beta \right)$$

где ν - коэффициент Пуассона материала вкладыша; e - эксцентриситет; P - давление, действующее со стороны смазочного слоя на поверхность вкладыша; R_q - высота микронеровностей поверхности вкладыша; λ - шаг микронеровностей; β - фаза неровностей.

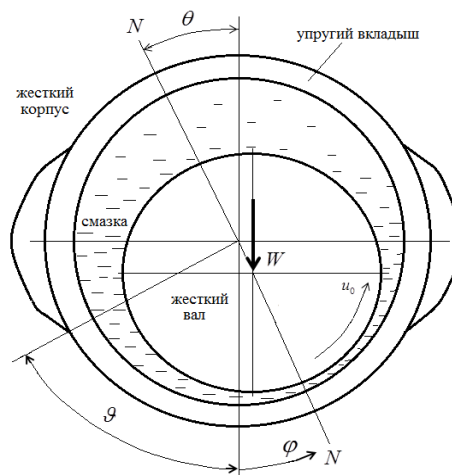


Рис. 1. Модель подшипника скольжения

Распределение давления в смазочном слое определяем из уравнения Рейнольдса, которое с учетом зависимости вязкости и плотности смазочного материала от давления в рассматриваемом случае можно

$$\text{записать в виде } \frac{1}{R^2} \frac{d}{d\varphi} \left(\frac{\rho \tilde{h}^3}{12\mu} \frac{dP}{d\varphi} \right) - \frac{u}{2R} \frac{d\rho \tilde{h}}{d\varphi} = 0,$$

Для учета изменения вязкости жидкости с изменением давления используем модель Баруса [2,3]: $\mu = \mu_0 \exp \alpha P$, где μ_0 - вязкость смазки при атмосферном давлении, α - пьезокоэффициент вязкости.

Зависимость плотности смазочного матери-

ала от давления примем в виде: $\rho = \rho_0 \left(1 + \frac{C_1 P}{1 + C_2 P} \right)$ где

ρ_0 - плотность смазки при атмосферном давлении, C_1, C_2 - константы [2, 3].

Для уравнения Рейнольдса должны быть заданы граничные условия. Принимаем обычные для теории смазки условия: $P - \vartheta = P \varphi_c = 0, 0 < \varphi_c \leq \vartheta$,

$\frac{dP}{d\varphi} \Big|_{\varphi=\varphi_c} = 0$, где φ_c - координата точки обрыва смазочного слоя. Координата φ_c неизвестна и определяется в процессе решения задачи.

При численном решении уравнений рассматриваемой математической модели исходные уравнения заменяем системой уравнений в конечных разностях и конечных суммах. Полученные системы уравнений решаем численно, используя метод Ньютона.

Результаты и их обсуждение.

В соответствии с разработанной программой выполнен численный анализ влияния эксплуатационных параметров на характеристики водной смазки модельного подшипника скольжения при следующих параметрах: радиус $R = 0,05$ м; длина вкладыша $L = 0,03$ м; толщина вкладыша $0,003$ м; радиальный зазор $0,05 - 0,16$ мм; модуль упругости материала вкладыша $E = 1,0$ ГПа; коэффициент Пуассона материала вкладыша $0,32$; смазка – вода с вязкостью $0,001$ Па сек; скорость скольжения $0,3 - 3,0$ м/сек; высота микронеровностей $R_q = 1,0 - 2,5$ мкм; λ – шаг микронеровностей.

Шаг микронеровностей принимался равным 2 мм. Такое значение шага микронеровностей определялось ограничением по количеству узлов сетки. При малом шаге микронеровностей число N должно быть большим, что приводит к трудностям вычислений, связанным с ограничением памяти компьютера и большим временем расчета. При шаге микронеровностей 2 мм число N принималось равным 2000. Некоторые результаты расчетов и их анализ приведены на рис.2-5.

Проведенный анализ результатов позволяет сделать следующие выводы:

- с ростом радиального зазора минимальная толщина смазочного слоя уменьшается, максимальное давление растёт, а область, в которой развивается высокое давление, сужается;
- при радиальном зазоре 0.16 мм минимальная толщина смазочного слоя равна 3.28 мкм, а при радиальном зазоре 0.05 мм – 8.27 мкм;
- максимальное давление равно 0.41 МПа при радиальном зазоре 0.05 мм и равно 0.94 МПа при радиальном зазоре 0.16 мм;

- рост скорости при постоянной нагрузке приводит к повышению минимальной толщины смазочного слоя, понижению максимального давления и увеличению размера области, в которой генерируется высокое давление; при увеличении скорости в 2 раза, от 1.3 м/сек до 2.6 м/сек, минимальная

толщина смазочного слоя возросла от 3.28 мкм до 6.3, то есть почти в 2 раза; увеличение толщины смазочного слоя привело к уменьшению максимального давления от 0.94 МПа до 0.71 МПа; при этом выходная координата смазочного слоя при росте скорости также возросла на 0.1;

- при нагрузке 1150 Н (рис.2) минимальная толщина смазочного слоя составила 1,37 мкм, а максимальное давление в смазочном слое равно 3.5 МПа; увеличение нагрузки привело к существенному уменьшению минимальной толщины смазочного слоя и к существенному росту максимального давления в смазочном слое;

- влияние шероховатости при высокой нагрузке представляют рис. 2 и 3, из которых следует, что при нагрузке 1150 Н при высоте микронеровностей 0.8 мкм пульсации давления таковы, что появляются отрицательные давления в окрестности выходной граничной точки смазочного слоя; это означает, что при такой нагрузке и высотах микронеровностей выше 0.8 мкм стационарный смазочный слой не может существовать и подшипник переходит в режим смешанного трения;

- следует отметить, что при высоте микронеровностей 1 мкм деформации вкладыша практически не изменяют высоту микронеровностей; пульсации давления возрастают; при этом, в отличие от случая $\lambda = 1$ мкм пульсации давления приводят к появлению отрицательных давлений в окрестности выходной точки смазочного слоя; при этом не удается получить стационарное решение задачи при более высокой высоте микронеровностей; данное обстоятельство может приводить к тому, что при высоте микронеровностей более 2 мкм условия для возникновения стационарного смазочного слоя не выполняются и контакт переходит в режим смешанного трения.

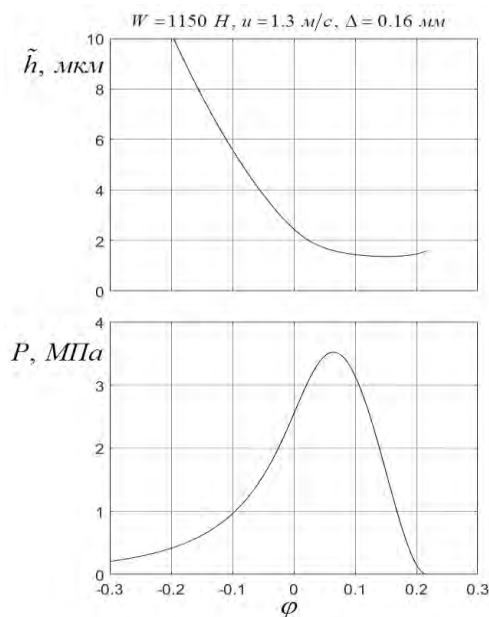


Рис. 2 Толщина смазочного слоя и давление в нем при скорости 1.3 м/сек и при нагрузке 1150 Н.

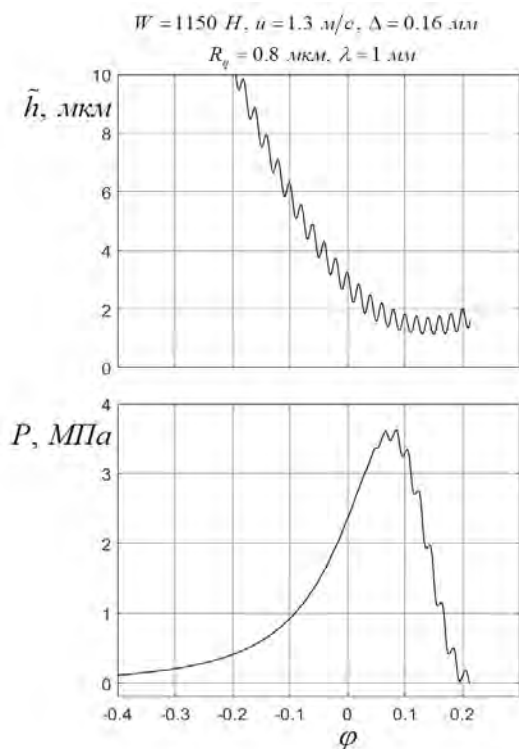


Рис. 3 Толщина смазочного слоя и давление в смазочном слое при скорости 1.3 м/сек, нагрузке 1150 Н и при высоте микронеровностей 0.8 мкм.

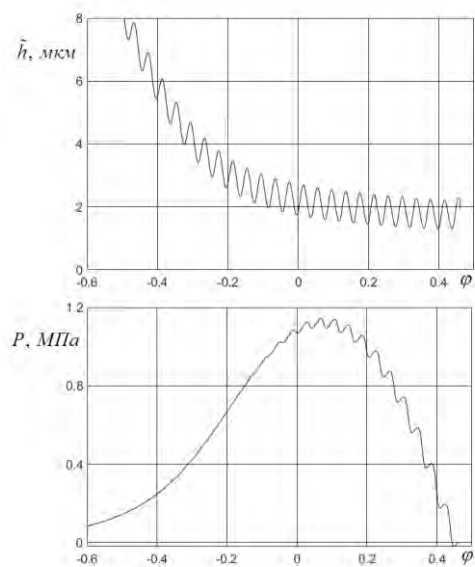


Рис. 4 Толщина смазочного слоя и давление в смазочном слое при скорости 0.3 м/сек, нагрузке 942 Н, модуле упругости вкладыша 1.0 ГПа и при высоте микронеровностей 1.0 мкм.

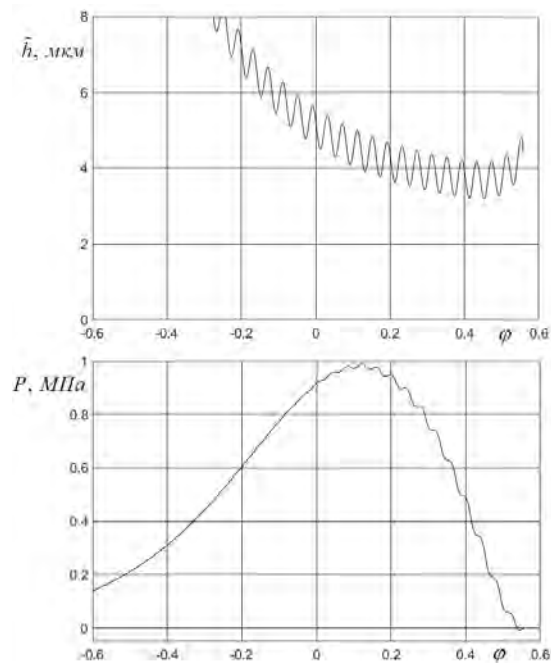


Рис. 5 Толщина смазочного слоя и давление в смазочном слое при скорости 1.0 м/сек, нагрузке 942 Н, модуле упругости вкладыша 1.0 ГПа и при высоте микронеровностей 1.0 мкм.

1. Roelands C.J.A. Correlation aspects of viscosity-temperature-pressure relationship of lubricating oils. PhD thesis. Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 1966
2. Dowson D., Higginson G. R. Elastohydrodynamic Lubrication. The Fundamentals of Roller and Gear Lubrication. Pergamon Press, Oxford, 1966.
3. Галахов М.А., Усов П.П. Дифференциальные и интегральные уравнения математической теории трения, М.: Гл. ред. физ.- мат. лит. – 1990, с.280.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ФРЕТТИНГОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ТИТАНА, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ В ТЕПЛООБМЕННОМ ОБОРУДОВАНИИ

С.М.Каплунов¹, Е.А.Марченко¹, М.М.Хрущов¹, В.А. Панов²

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; emar40@mail.ru

²ОАО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, Россия

Сплавы для теплообменного оборудования (нержавеющая сталь, сплавы на медной и титановой основе) характеризуются сочетанием высоких механических свойств с высокой коррозионной стойкостью, однако их трибологические характеристики, особенно у сплавов титана, зачастую довольно низкие. В результате, в местах контакта могут возникнуть повреждения даже в номинально неподвижных сопряжениях. Относительные малоамплитудные смещения контактирующих поверхностей происходят в результате вибраций от других конструктивных элементов и вызывают фреттинг-изнашивание.

Снижая долговечность отдельных элементов конструкции, он может оказывать существенное негативное влияние и на ее живучесть в целом, так как провоцируют зарождение и распространение усталостных трещин. Одним из решений все возрастающих требований к надежности и долговечности теплообменных аппаратов различного назначения является использование вместо традиционно используемых конструкционных материалов других, более перспективных по сочетанию механических характеристик и коррозионной стойкости, которое в свою очередь обуславливает необходимость оценки их фреттингостойкости.

Понятие «фреттинг» включает целый комплекс явлений, природа которых и их взаимовлияние зависят от условий работы и не поддаются точной аналитической оценке. В связи с этим возрастает роль экспериментальных исследований, обоснованного выбора их параметров. Разрушение при фреттинге происходит на площадках контакта, где выделяются две зоны- сцепления и проскальзывания, которое и вызывает фреттинг-изнашивание [1]. Из-за микрорельефа поверхности, обуславливающего дискретный характер контактного взаимодействия и малые значения площадей фактического контакта на микровыступах, разрушение материала в этих условиях происходит при больших контактных давлениях.

Исходя из того, что износ при фреттинге происходит в результате скольжения при больших контактных давлениях, можно в первом приближении провести сравнительную оценку трибологических характеристик новых материалов и покрытий, используя менее

затратные методы испытаний и отработанные методики расчета величины износа.

Такие исследования были проведены применительно к сопряжению деталей во внутреннем патрубке, соединяющем парогенератор и реактор судовой двигательной установки, который при проектировании предполагается неподвижным. Для повышения ее эффективности вместо титанового сплава ПТ-7М предполагалось использование сплава ВТ1-00. В результате в соединительном патрубке вместо работающего в условиях фреттинга сочетания сплавов ПТ-7М - ПТ-7М один из элементов заменялся на ВТ1-00 и возникла необходимость в определении целесообразности такой замены с точки зрения трибологических характеристик нового сочетания. На предварительной стадии оценка трибологических характеристик проводилась на одношариковом трибометре. Для сравнения приведены также результаты испытаний пары ХН35ВТ-ХН35ВТ.

Вращающиеся дисковые образцы из сплавов ПТ-7М, ВТ1-00 и ХН35ВТ диаметром 30 мм испытывались в паре с неподвижным индентором в виде конуса (радиус закругления вершины 1,5 мм) из сплава ХН35ВТ для стального образца и ПТ-7М для титановых сплавов. Испытания проводились при трении скольжения без смазки в течение одного часа на базе 6000 циклов при непрерывной записи силы трения и контактных давлениях для ХН35ВТ – 453-774 МПа, для титановых сплавов – 187-404 МПа. Поскольку образцы из сплава ПТ-7М изготовлены из прутка, а из сплава ВТ1-00 – из листового материала, в исходном состоянии был сделан их рентгеновский анализ с помощью дифрактометра ARL X'TRA (Швейцария) на медном излучении, который показал, что рентгенограммы образцов титановых сплавов идентичны. Обнаружена единственная фазовая составляющая – α -Ti и одинаковая для обоих образцов преимущественная ориентации поверхностных слоев, приобретенная, в процессе их изготовления.

На рис. 1 представлены типичные трибограммы исследуемых материалов. Периодический характер изменения силы трения при испытаниях сплавов на основе титана свидетельствует об их разрушении в условиях пластического (малоциклового) усталости, рис.1,а,б), а образца из ХН35ВТ – в условиях

упругого контакта (многоциклового усталости, рис. 1, в).

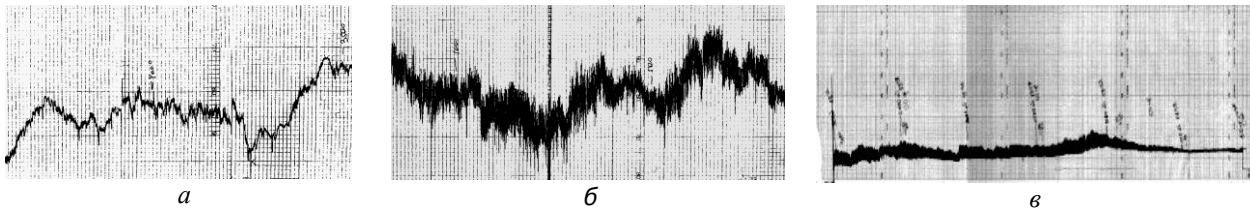


Рис. 1. Типичные трибограммы пар трения а) ПТ-7М-ПТ-7М; б) ПТ-7М-ВТ1-00; в) ХН35ВТ-ХН35ВТ

В обоих случаях можно определить число циклов до разрушения. В первом, как среднее расстояние между минимумами (среднее из 5-19 значений) на трибограмме, во втором – по моменту увеличения амплитуды колебаний силы (коэффициента трения), свидетельствующего о начале разрушения.

При трении, наряду с преобладающими усталостными процессами, изнашивание титано-

вых сплавов сопровождается адгезионным взаимодействием (колебания силы трения вокруг среднего значения), пластическим оттеснением и окислением, причем в сплаве ВТ1-00 они выражены сильнее, чем в сплаве ПТ-7М, а в ХН35ВТ отсутствуют (рис. 2). Отсутствие на профилограммах следов абразивного износа дает основание полагать, что черный порошок на дорожке трения - диоксид титана.

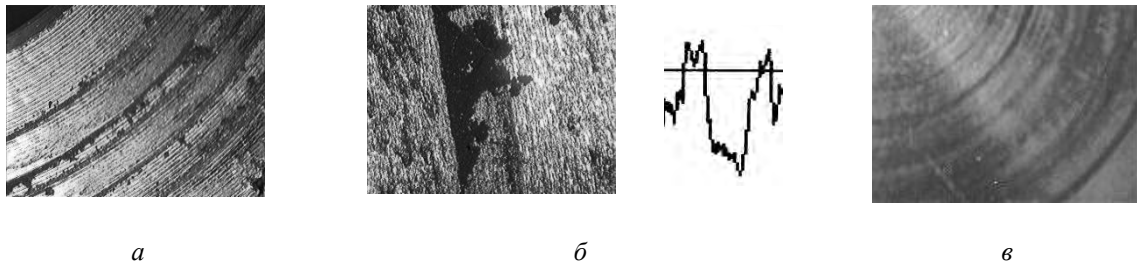


Рис. 2. Внешний вид дорожек трения а) ПТ-7М, б) ВТ1-00, в) ХН35ВТ

Следы пластического оттеснения видны на фрагменте профилограммы дорожки трения сплава ВТ1-00 после испытания в паре со сплавом ПТ-7М при $P = 0,20$ МПа (Рис. 2 б, профилометр «Профи-130», версия 4-1),

По результатам проведенных исследований построены кривые фрикционной усталости (рис.3). Сравнение экспериментальных значений показателей степени t в полученных уравнениях

$n = (\sigma_0 / \sigma_\epsilon)^t$ (где σ_0 – критическое значение напряжения при однократном нагружении; σ_ϵ – действующее амплитудное значение напряжения; n – число циклов до разрушения) показало, что лучшие усталостные характеристики имеет сталь ХН35ВТ ($t = 3,2$).

Титановые сплавы уступают ей, но у сплава ПТ-7М показатель t несколько выше, чем у ВТ1-00 (1,6 и 1,2 соответственно).

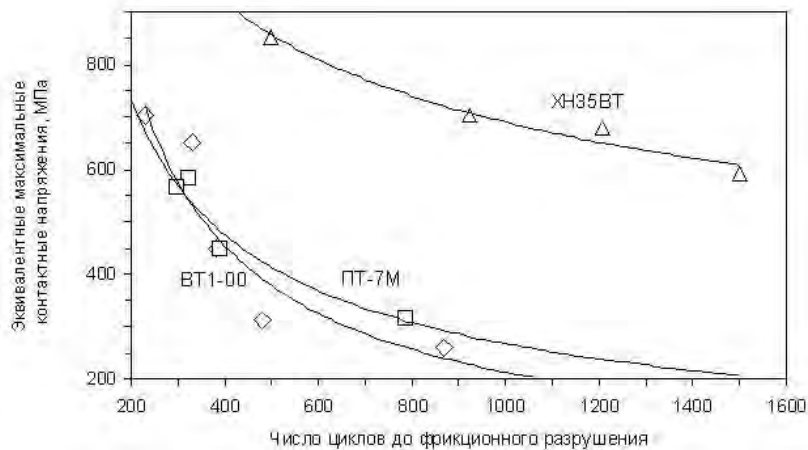


Рис. 3. Кривые фрикционной усталости для сплавов ХН35ВТ, ПТ-7М и ВТ1-00 (верхняя, средняя и нижняя кривая, соответственно)

Максимальный износ фиксируется у сплава VT1-00, а у стали ХН35ВТ он не обнаружен. Максимальное значение коэффициента трения пары ПТ-7М-VT1-00 – 0,9, ПТ-7М- ПТ-7М-0,7, ХН35ВТ- ХН35ВТ-0,3. Таким образом, в первом приближении, замена сплава ПТ-7М на VT1-00 ухудшает триботехнические характеристики сопряжения во внутреннем патрубке. Для улучшения трибологических показателей подобных элементов, возможно, имеет смысл рассмотреть возможность нанесения покрытия в зоне контакта, тем более, что в последнее время разработаны новые перспективные покрытия, в

частности, алмазоподобные на титановой основе, обладающие высокой работоспособностью в условиях фрикционно-усталостного тяжело нагруженного контакта [2].

1. Каплунов С.М., Марченко Е.А., Эфрос Д.Г., Панов В.А. К оценке износа контактирующих элементов теплообменного оборудования // Трибофатика: Труды VI Международного симпозиума по трибофатике (МСТФ 2010). Минск, БГУ, 2010, Т. 1. С. 273-277.
2. Khrushchov M. M., Marchenko. E. A., Levin I.S. et al. Structure and tribological behavior of titanium-based coatings deposited by reactive magnetron sputtering. // J. Phys.: Conf. Ser. 2019. V.1313. 012028.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ В ИЗОТЕРМИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ

Д.А. Кассин, Л.В. Гаврилина, Р.Ю. Сухоруков

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия, ryusukhorukov@gmail.com

Перспективным способом изготовления осесимметричных деталей газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов является формообразование их в изотермических условиях на специализированных раскатных станах. В докладе рассматриваются вопросы создания системы управления технологическим процессом (основные требования, структура, функциональная схема, состав технических средств) с целью получения заданной структуры материала и повышения механических свойств деталей газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов.

Введение

Актуальной проблемой в развитии авиастроения является совершенствование производства ответственных деталей (дисков, валов, колец и др.) для газотурбинных двигателей (ГТД) с целью получения требуемой структуры материала, повышения прочности и жаропрочности изделий, увеличения коэффициента использования материала (КИМ) [1-3]. Низкая пластичность и труднодеформируемость жаропрочных сплавов при изготовлении из них деталей отличается высокой трудоемкостью и низким коэффициентом использования металла.

Технологичность жаропрочных сплавов при изготовлении деталей ГТД можно существенно повысить, если для формообразования использовать метод раскатки в условиях изотермической и сверхпластической деформации (СПД) [1,2]. Раскатка – процесс локального формоизменения заготовки, в котором формообразование детали определяется расчетными параметрами и их поддержанием, кинематикой основных узлов оборудования и инструмента, а также предварительной подготовкой структуры материала деформируемой ультрамелкозернистой заготовки. Эти факторы обеспечивают в очаге деформации получение заданной структуры материала и высокие механические свойства детали.

Контроль и управление энергосиловыми и термомеханическими параметрами для реализации заданных режимов технологического процесса являются первоочередными задачами в создании автоматизированного оборудования для формообразования деталей в изотермических условиях [4-8,11].

На рисунке 1 приведены следующие обозначения: 1 – станина, 2 – пиноли, 3 – гидроцилиндры для зажима заготовки, 4 – левый и правый приводы вращения заготовки (показана лишь шестерня редуктора), 5 – камера нагрева (печь), 6 – передняя и задняя каретки, 7 – винтовые пары перемещения кареток, 8 – раскатные головки, 9 – инструментальные ролики. Раскатные головки с роликами укреплены на каретках, вращаются

отдельным приводом и могут быть установлены винтовыми парами под определенным углом наклона к горизонтальной плоскости обрабатываемой детали. В шпинделях с пинолями и в раскатных головках предусмотрены каналы для подачи сжатого воздуха для охлаждения пинолей и инструмента.

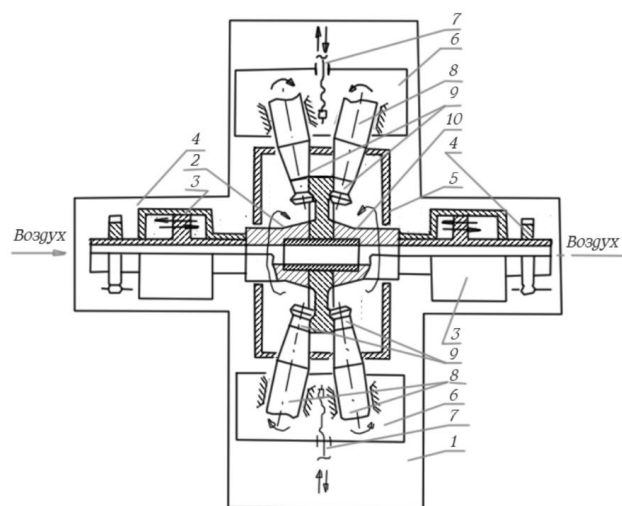


Рис. 1. Конструктивная схема стана для раскатки дисков

Автоматизированная система управления стана СРЖД-800

Разработанная структура и программное обеспечение АСУ стана СРЖД-800 апробирована при испытаниях изготовления опытных образцов дисков из сплавов ВТ6 и ЭП742.

АСУ обеспечивает перемещение кареток, роликов, вращение и подачу роликов, вращение шпинделей, установление и поддержание температуры в печи нагрева, контроль температуры подшипниковых опор, регулировку нагрузки на роликах, управление гидростанцией и механизмами перемещения пинолей, управление манипулятором вертикального и горизонтального привода крышки печи нагрева (Рис.2). Все операции отображаются в режиме реального времени в виде мнемосхем,

графиков и численных значений на дисплее оператора (Рис.3).

АСУ позволяет выполнять оперативное программирование технологического процесса при автоматическом или ручном управлении, вычисление отклонения исполнительных органов на основании текущей информации о фактической нагрузке на роликах, температуре камеры нагрева с внесением в управляющую технологическую программу необходимых корректировок [9,10]. АСУ обеспечивает автоматическую синхронизацию скоростей вращения шпинделей и роликов, формообразование детали по заданной программе при отображении на экране выполнения всех технологических операций и положения рабочих органов стана (дисплей оператора и технолога).

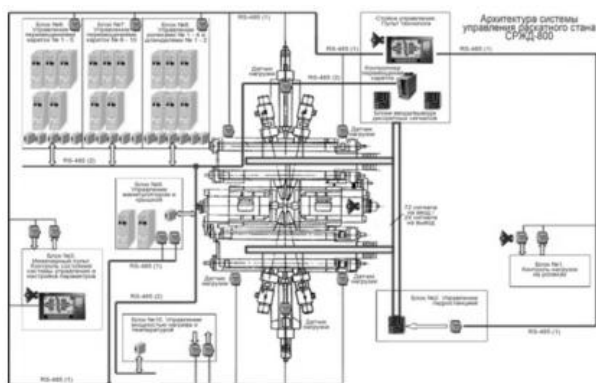


Рис. 2. АСУ СРЖД-800

АСУ выполнена в виде многоуровневой распределённой системы управления [9-12]:

- верхний уровень - контроллеры, управляющие ходом технологического процесса в целом и обеспечивающие человеко-машинный интерфейс.
- средний уровень - контроллеры, выполняющие в режиме online вычисления параметров скорости вращения роликов и шпинделей пинолей, а также синхронизацию их работы, корректировку скоростей перемещения раскатных головок в зависимости от изменения нагрузок на роликах.
- нижний уровень - PLC-контроллеры, управляющие скоростями вращения шпинделей пинолей и роликов, а также контроллеры, управляющие перемещением кареток с раскатными головками.

Программная реализация обмена данных производится посредством протокола обмена данных Modbus RTU. На рисунках 4 и 5 представлены образцы дисков из титановых и никелевых сплавов, изготовленных на стане СРЖД-800.

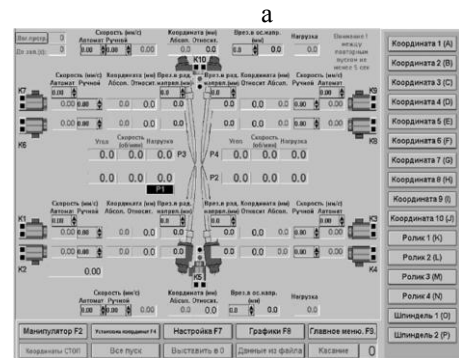
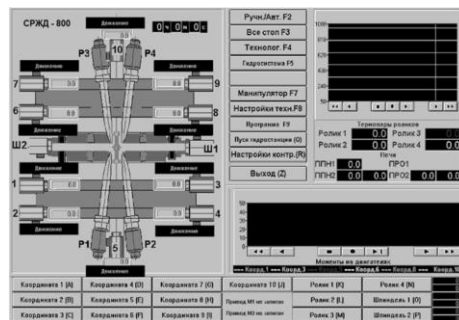
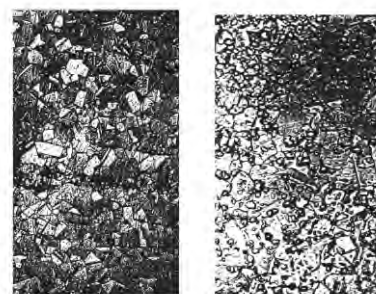


Рис. 3. Дисплей технолога (а) и оператора (б).



Рис. 4. Примеры раскатанных деталей на СРЖД-800 (материал ВТ6)



а) x100 б) x1000



Рис. 5. Микро- и макроструктура раскатанного диска из сплава ЭП742 при 1050 °C ($\gamma + \gamma'$ -область) в состоянии поставки (а), после изотермической раскатки (б) разрез полотна диска (в).

Выводы.

В заключение можно сделать следующие выводы:

1) Автоматизированная система управления технологическим процессом обеспечивает заданные энергосиловые и термомеханические параметры формообразования заготовок из жаропрочных сплавов в изотермических условиях (температура в пределах 950 °С – для титановых и 1050 °С – для никелевых сплавов), скорость вращения шпинделей-т.е. заготовки 0,05 – 4 об/мин, скорость вращения раскатных роликов 0,1-8 об/мин, скорость внедрения ролика в тело заготовки, 0,1-3 мм/мин, осевое усилие внедрения раскатного ролика в тело заготовки (вдоль от оси шпинделей) до 150 кН, радиальное усилие на каждом наклонном ролике (перпендикулярно оси шпинделей) до 150 кН.

2) Экспериментальные исследования подтвердили преимущества технологии и эффективность созданного автоматизированного оборудования и системы управления:

- повышение коэффициента использования металла (КИМ) до уровня 0,5-0,6;
- возможность получения регламентированной структуры материала заготовки (например, для диска от ступицы до периферии);
- повышение механических свойств детали до 10-15%;
- снижение трудоемкости изготовления детали;
- универсальность используемого инструмента;
- снижение на порядок мощности используемого деформирующего оборудования.

3) Технологический процесс и автоматизированное оборудование (стан) для формообразования заготовок из жаропрочных сплавов в изотермических условиях запатентованы и являются отечественным приоритетом.

НИОКР по созданию автоматизированного оборудования и системы управления, проведения экспериментальных исследований и испытаний были проведены совместно с ИСПИМ РАН (научный руководитель – чл.-корр., д.т.н., проф. Утяшев Ф.З.)

1. Утяшев Ф.З., Сухоруков Р.Ю., Самаруков Г.В., Нагимов М.И. Особенности процесса раскатки вала газотурбинного двигателя в условиях сверхпластичности. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 1. С. 74-80
2. Utyashev F., Mulyukov R., Valitov V., Sukhorukov R. New technologies development and equipment for local shape-forming of the complicated parts made of heat-resistant alloys under superplastic deformation conditions. Materials Science Forum. 2016. T. 838-839. C. 615-620
3. Rakov D. L., Sukhorukov R. Yu. Choosing and Evaluating

Fabrication Processes by Means of a Computer-Aided Innovation Support System Based on the Morphological Approach. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2019, Volume 48, Issue 2, pp 173–178.

4. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В. Анализ и оценка технологий и оборудования для изготовления заготовок длинномерных полых валов газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых и титановых сплавов на базе морфологического подхода. // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2015. - №3. – С.136-143.
5. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В. Патент № 159169, опубликовано 10.02.2016 Бюл. № 4 «Стан для раскатки деталей типа тел вращения».
6. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Гаврилина Л.В. Патент № 169622, опубликовано 24.03.2017 Бюл. № 9 «Стан для раскатки деталей».
7. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Кошавцев А.Н. Гаврилина Л.В. Патент № 172751, опубликовано 21.07.2017 Бюл. № 21 «Стан для изготовления полых валов из жаропрочных сплавов».
8. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Кошавцев А.Н. Гаврилина Л.В. Патент № 2657679 опубликовано 14.06.2018 Бюл. № 17 «Стан для раскатки колец из жаропрочных сплавов».
9. Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Разработка оборудования для формообразования деталей из жаропрочных сплавов на основе титана и никеля методами пластической деформации. Отчёт (заключительный) о научно-исследовательской и опытно-конструкторской работе по государственному контракту с Минпромторгом РФ от 07 октября 2011 г. № 11411.1003704.05.028 Шифр «Пластика». В рамках ФЦП «Развитие отечественного станкостроения и инструментальной промышленности на 2011-2016 гг», подпрограммы «Национальная технологическая база». Номер государственной регистрации 02201360619 от 29.07.2013 г. 176 с.
10. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Ибрагимов А.Р., Гаврилина Л.В., Сидоров А.А., Алимов А.И., Колесник А.В., Григорьев Е.Н.. Программа фундаментальных научных исследований государственных академий наук на 2013-2020 годы. Государственное задание № 0049-2014-0034, «Разработка методов анализа и синтеза новых классов механизмов и технологических процессов для машин новых поколений» (промежуточный) Отчет «Разработка методов и средств контроля параметров инновационных технологических процессов и оборудования для формообразования ответственных деталей из жаропрочных сплавов для газотурбинных двигателей» Номер государственной регистрации 01201355405. 2017г. 102с
11. Гаврилина Л.В., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю. Структурный синтез и анализ при разработке инновационных технологических процессов на базе прогрессивного морфологического подхода. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 4. С. 137-145.
12. Афонин В.Л., Гаврилина Л.В., Ибрагимов А.Р., Кондратьев И.М., Морозов С.В., Раков Д.Л., Смоленцев А.Н., Сухоруков Р.Ю., Шитов А.М. Исследования и разработка инновационных технологических процессов и интеллектуальных систем управления для изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД). – Москва: ИМАШ РАН, 2019.–137 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИОННОЙ ИМПЛАНТАЦИИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ 30ХГСН2А В УСЛОВИЯХ ВЫСОКОГО НАГРУЖЕНИЯ

Д.А. Козлов, Л.И. Куксенова

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; lkukc@mail.ru

В статье рассмотрено влияние ионной имплантации на повышение износостойкости конструкционной стали 30ХГСН2А, работающей в условиях сухого трения (сталь по стали) при высоких нагрузках (250 МПа).

Развитие современного машиностроения связано с применением прогрессивных технологических процессов, которые позволяют повысить ресурс и надежность деталей в жестких условиях эксплуатации, действия динамических и статических контактных, а также тепловых нагрузок. При этом ресурс работы современной техники зависит от ресурса работы узлов трения, определяемый свойствами не только материала, из которого они изготовлены, но и свойствами поверхностных слоёв, участвующих в процессе трения. Поэтому качеству поверхности уделяется особое внимание.

Существует много способов обработки поверхности, и в последнее время все большее применение находит обработка концентрированными потоками энергии: ионно-плазменное нанесение покрытий, лазерная обработка поверхности, обработка токами высокой частоты, электроискровая обработка. Среди них особое место занимает обработка поверхности деталей потоком положительно заряженных частиц, называемая ионной имплантацией. Суть метода заключается во внедрении положительно заряженных частиц (ионов) в поверхностные слои обрабатываемого материала, в результате чего происходит изменение структуры поверхностных слоёв и придание новых свойств обрабатываемой поверхности. В результате процесса внедрения в тонком поверхностном слое может быть получена достаточно высокая концентрация атомов вводимой примеси. При этом внедряемые ионы претерпевают многочисленные упругие соударения с атомами решетки, в имплантированном слое образуется большое количество радиационных дефектов, как правило, на 2-3 порядка превосходящих число имплантированных атомов [1]. Важная особенность метода ионной имплантации состоит в том, что этот метод не ограничен диффузионными константами, благодаря чему он дает положительные результаты и тогда, когда обычные способы легирования либо вообще не пригодны, либо встречают определенные трудности [2].

При внедрении частиц в приповерхностные слои обрабатываемого материала меняются его свойства, в результате чего значительно

повышаются износостойкость, усталостная прочность, контактная выносливость, а также коррозионная стойкость [3].

В конструкциях высоконагруженных узлов, исходя из требований надежности, при выборе материала уделяют основное внимание вопросам прочности деталей. При этом материал, из которого они изготавливаются, обладает недостаточной износостойкостью [4]. Поэтому на поверхность высоконагруженных деталей наносят антифрикционные покрытия или поверхность подвергают модифицированию концентрированными потоками энергии.

В последнее время для увеличения износостойкости наряду с ионами газов [5-8] всё большее применение стали находить ионы металлов. Для понижения коэффициента трения трущихся пар в металлы имплантируют ионы Mo^+ , S^+ , Zn^+ , Ni^+ , Sn^+ , Se^+ , Cu^+ . В отличие от ионов газов, приводящих к увеличению поверхностной твердости, ионы металлов зачастую могут не только увеличивать поверхностную твердость, но и уменьшать её. В этом случае увеличение износостойкости обеспечивается приповерхностным слоем, играющим роль твердой смазки.

В данной работе исследовали влияние ионной имплантации меди на износостойкость конструкционной стали 30ХГСН2А при трении пары сталь-сталь в условиях высоких нагрузок.

Исследования проводились на образцах, прошедших термическую обработку, включающую закалку от температуры 900-910⁰С, охлаждение в масле и отпуск при температуре 210-215⁰С в течение 2,5 часов. Твердость после термообработки составляла 45 HRC.

Имплантацию ионов меди проводили с ускоряющим напряжением 30кВ, ток пучка ионов составлял 0,1 А. Имплантацию проводили при различных дозах, максимальная составляла 5×10^{17} ион/см². Температура образцов в процессе обработки не превышала 100⁰С.

Для оценки износостойкости испытания проводили по схеме двух перекрещивающихся стальных цилиндров на универсальной машине КЕ-4 в условиях трения без смазки. В качестве контр тела использовались образцы из той же стали с закалкой, но без имплантации. Нагрузка в процессе испытания составляла 250 МПа.

Результаты и их обсуждение

На рисунке приведен график интенсивности износа образцов в процессе испытания.

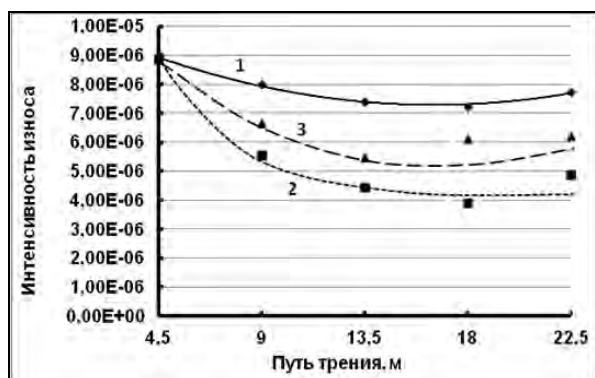


Рис.1. Интенсивность изнашивания стали 30ХГСН2А при различных дозах имплантации: 1 – исходный образец; 2 – имплантация с дозой 10^{17} ион/см²; 3 – имплантация с дозой 5×10^{17} ион/см².

Как видно из графика, наилучшей износостойкостью обладают образцы, имплантированные с дозой 10^{17} ион/см². В процессе трения интенсивность износа уменьшается и после пути трения, равному 13,5 м., стабилизируется. В сравнении с этим интенсивность изнашивания исходных образцов (кривая 1) свидетельствует о том, что область установившегося износа довольно мала и составляет всего 4,5 м. Примерно такой же характер имеет интенсивность износа у образцов, имплантированных с максимальной дозой 5×10^{17} ион/см². Внешний вид поверхности образцов после испытаний на износ показал, что у исходных образцов имеют место многочисленные глубокие борозды на поверхности трения, а поверхность трения образцов, имплантированных с максимальной дозой ионов меди, имеет значительные повреждения в виде глубоких задигов. При этом на поверхности образцов, имплантированных с дозой 10^{17} ион/см², после испытаний на износ имеются незначительные

царапины. Есть основание предполагать, что при имплантации с дозой 10^{17} ион/см² происходит обогащение приповерхностных слоев стали медью, и при трении она выступает в роли твердой смазки, обеспечивая стабильный и установившийся износ пары трения.

Выводы

Представленные результаты позволяют сделать вывод, что при сухом трении высоконагруженных деталей из конструкционной стали 30ХГСН2А оптимальной дозой при имплантации ионов меди является величина 10^{17} ион/см². При данной дозе в процессе трения имплантированная медь выступает в качестве твердой смазки между поверхностями трения без задиров.

1. Гусева М.И. Ионная имплантация в металлах // Поверхность. Физика, химия, механика. - 1982. - №4. - С. 27-49.
2. Гусева М.И. Технологические аспекты ионной имплантации в металлах. // Металлы. - 1993. - №3. - С. 141-150.
3. Модифицирование и легирование поверхности лазерными, ионными и электронными пучками / Под ред. Дж. М. Поута и др.; Пер. с англ. Н.К. Мышкина и др.; Под ред. А.А. Углова. - М.: Машиностроение, 1987. - 424С.: ил.
4. Крылов К.А., Хаймзон М.Е. Долговечность узлов трения самолетов. - М.: Транспорт. - 1976. - 183С.
5. Васильева Е.В., Савичева С.М., Крюкова И.В. Повышение износостойкости стали ШХ15 ионной имплантацией. - МиТОМ. - 1987. - №1. - С. 59-62.
6. Белый А.В., Кукареко В.А., Патеюк А. Триботехнические свойства интерметаллического сплава Fe₃Al, обработанного интенсивными потоками ионов азота. // Трение и износ. - 2007. - Т.28. - №6. - С. 575-581.
7. Белый А.В., Малышев В.Ф., Ших С.К. Структура и износостойкость ионно-легированной стали Р6М5. // Трение и износ. - Т.9. - №4. - С. 665-670.
8. Витязь П.А., Белый А.В., Кукареко В.А., Шаркеев Ю.П. Сопротивление контактному и усталостному разрушению модифицированных ионами азота хромистых сталей. // Физическая мезомеханика. Спец. Выпуск. - 2004. - №7. - Ч.2. - С. 149-152.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ ЛИСТОВОГО МЕТАЛЛОПРОКАТА

В.Н.Кокорин¹, М.В.Илюшкин², Д.Р.Подмарев¹,
Н.В.Мишов¹, Н.П.Шиллер¹, Л.Р.Курамшина¹

¹Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия; vnkokorin@mail.ru

²АО «Ульяновский НИАТ», Ульяновск, Россия

Рассмотрены вопросы моделирования процессов прокатки при возникновении деформационного упрочнения листового металлопроката. Установлены основные характеристики напряженно-деформированного состояния металла, определяющие как особенности процесса формообразования, так и энергосиловые характеристики.

Для повышения качества лазерной резки рекомендуется уменьшать тепловое воздействие на металл заготовки с целью уменьшения теплопроводности. В результате пластической деформации увеличивается плотность дефектов кристаллической решетки (дислокаций, точечных дефектов, двойниковых границ и т.д.). При этом 10% энергии, затрачиваемой на пластическую деформацию, может аккумулироваться в металле в виде таких дефектов, а остальная энергия выделяется в виде тепла. Это явление обуславливается деформационным упрочнением металла и может быть использовано для изменения свойств металлических материалов в требуемом направлении[1-3].

Для повышения качества лазерной резки рекомендуется уменьшать тепловое воздействие на металл заготовки с целью уменьшения теплопроводности.

С целью повышения эффективности разделительных операций листовой штамповки на кафедре «Материаловедение и обработка металлов давлением» Ульяновского государственного технического университета предложен новый способ лазерной контурной резки при механической активации металлопроката, позволяющий существенно повысить технологические возможности разделительных операций.

В рамках экспериментальных исследований проведен анализ влияния степени деформации ϵ на Δ и Dotn/s в рассматриваемом диапазоне габаритных размеров элемента (τ/s).

Анализ экспериментальных данных позволил установить системный характер влияния степени деформации на отклонение от номинальных размеров (характеризующие размерную точность вырезаемого элемента): с увеличением степени деформации (увеличение механической активации) наблюдается снижение погрешности формы и размеров. При τ/s равном 8.68 уменьшение относительного отклонения Dotn/S составило 2.1 раза.

Был проведен анализ влияния степени деформации ϵ на ширину реза B (Δ) и B/s (Dotn/s) в рассматриваемом диапазоне габаритных размеров элемента (τ/s). Анализ экспериментальных данных позволил установить системный характер влияния сте-

пени деформации на ширину реза: с увеличением степени деформации (увеличение механической активации) наблюдается монотонное уменьшение ширины реза в 2.5 раза (с 0.218мм до 0.088мм). Этот параметр во многом определяет ресурсосбережение данного процесса[4].

В рамках однофакторных экспериментах по изучению влияния степени деформации была определена влияние ϵ на шероховатость боковой поверхности реза, определяющую качество реза. Установлено системное влияние степени деформации по толщине металлопроката на величину шероховатости (Ra). С увеличением ϵ наблюдается понижение величины шероховатости поверхности до 4 раз (от 25мкм до 6.3мкм).

Изучение выше представленных функциональных связей при процессе контурной лазерной резке с механической активацией структуры листового металлопроката позволило разработать физическую модель теплового воздействия с учетом температурного влияния на характер реза, в рамках которой установлены габаритный диапазон элементов реза (соотношение d и s), площадь температурного воздействия ($F_{т.в}$), отношение площади зоны свободной от температурного воздействия к площади подверженной температурному воздействию ($\Pi_{т}=(F_{т.в.})/(F_{з.с.т.в.})$), погрешность формы Dotn/s .

При построении физической модели использованы четыре группы основного диапазона варьирования геометрических элементов изделий радиотехнического назначения (номенклатура деталей «АО УКБП», г.Ульяновск); размер фокуса лазерного излучения комплекса «Тетра 500Р» - 2мм.

Был произведен расчет площадей свободных и термически воздействованных поверхностей. Построены схемы, наглядно иллюстрирующие зону активного покрытия лазерного луча при резке.

Проведено моделирование напряженно-деформированного состояния металла, подвергнутого предварительной холодной прокатке. Использован пакет программ LS DYNA (ANSIS). Установлено влияние степени деформации на размерную точность, шероховатость поверхности боковой поверхности реза, ширину реза, выявлен

характер деформационного упрочнения на кристаллическую структуру металла, способствующего резкому уменьшению теплопроводности с одновременным снижением температурного воздействия в зоне реза.

Выявлено, что наименьшая размерная погрешность достигается при механической активации, значение которой соответствует наибольшей степени деформации 75%. При этом уменьшение размерной погрешности составляет 45.4% по сравнению с недеформированной заготовкой.

Произведен расчет НДС в очаге деформации при различных степенях осевого нагружения. Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод о неравномерном характере НДС: в очаге деформации напряжения равны 35,2МПа при $\epsilon=25\%$; 122 МПа при $\epsilon=50\%$; 276 МПа при $\epsilon=75\%$; . Отмечено монотонное снижение величин напряжений до исходного уровня. Соответственно, наблюдается деформационное упрочнение от исходного уровня ($\epsilon_0=0\%$ -материал не упрочняется, $\epsilon_1= 25\%$; 50%;75%- монотонное увеличение прочности и со-

ответственно твердости). Данные моделирования соответствуют полученным результатам повышения твердости в процессе экспериментальных исследований при холодном нагружении.

1. Панченко В.Я., Голубев В.С., Васильцов В.В. и др. Лазерные технологии обработки материалов: современные проблемы фундаментальных исследований и прикладных разработок / Под ред. В. Я. Панченко. М.: Физматлит. 2009.- 664 с.

2. М.В.Кокорин, Д.Р.Подмарев, К.С.Левушкин, В.Н.Кокорин. Лазерный технологический комплекс для контурного раскроя листовых материалов «ТЕГРА500Р». 49 НТК «Вузовская наука в современных условиях». – Ульяновск.: УлГТУ, 2015.- С.113-117.

3. Кокорин В.Н., Шанченко Н.И., Мищенко О.В., Кокорин М.В., Левушкин К.С. Моделирование процесса контурной лазерной резки с механической активацией листового металлопроката// Упрочняющие технологии и покрытия.–2015.–№11.–С.42– 49.

4. Левушкин К. С., Подмарев Д. Р., Крылатов Н. А. Технология лазерной контурной резки при механической активации структуры металла. // Всероссийская научно-техническая конференция «Студенческая научная весна: Машиностроительные технологии»: материалы конференции, Москва, МГТУ им. Н.Э.Баумана. – М.: ООО «КванторФорм», 2015.

ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ОБЪЕМНЫХ НАНОДИСПЕРСИЙ

¹В.Н.Кокорин, Ю.А.Титов, Н.П.Шиллер, Н.В.Мишов, Л.Р.Курамшина

Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия; vnkokorin@mail.ru

Рассмотрены особенности технологии получения объемных нанодисперсий в процессах трансагентного наноструктурирования сложноструктурированных порошковых систем с использованием эффекта сверхпластичности. Внедрение данной технологии позволит получать объемные сложнопрофильные широкой номенклатуры изделия высокого уровня физико-механических свойств.

Достижение высокой прочности и пластичности, необходимых для создания новых перспективных конструкционных и функциональных материалов, является одной из фундаментальных проблем материаловедения. Применительно к ультрамелкозернистым металлам и сплавам эта проблема может быть решена за счёт управления их микроструктурой и характеризуется не только наличием ультрамелких зёрен / субзёрен, но и их формой и распределением, особой структурой границ, плотностью дислокаций и другими параметрами.

Использование наноматериалов в процессах получения объёмных структур ограничено по типоразмерам при получении сложнопрофильных крупногабаритных изделий, в том числе, оребрѐнных объёмных деталей, использующихся в авионике, ракетостроении и т. д. (крайне мала номенклатура изделий по типоразмерам).

С целью расширения технологических возможностей формообразования объёмных наноструктур, реализации возможностей нанотехнологий и повышения потребительских свойств изделий, необходимо изыскивать принципиально новые производственные процессы, материалы и устройства, что определяет формирование задачи, решение которой позволит расширить применение наноматериалов при изготовлении изделий конструкционного и функционального назначения, что и определяет актуальность данного исследования.

Технологическим ограничением использования материала наноуровня является отсутствие эффективных схем компактирования наночастиц в компактный материал, не допускающих исчезновение их фазовых границ. Обеспечение этого условия позволит получить нанопродукт, физико-механические свойства которого будут на порядок отличаться от свойств идентичного по химическому составу материала традиционных технологий при получении изделий сложной пространственной формы.

Научный интерес представляет рассмотрение процессов деформирования структурнонеоднородных пористых материалов типа «фильтр» с использованием заполняющей нанофазы при обеспечении соответствующих температурно-скоростных режимов нагружения, присущих процессам деформирования в состоянии сверхпластичности, позволяющих

существенно расширить технологические возможности получения объёмных сложнопрофильных изделий, обладающих высоким уровнем физико-механических и технологических свойств.

Научной новизной данных исследований является выявление механизмов трансагентного наноструктурирования как нанодисперсий, так и отдельных наноразмерных включений в поровые полости металломатрицы (имплантация наноматериалов) в процессах интенсивного пластического деформирования с использованием эффекта сверхпластичности; создание нового способа компактирования объёмных сложнопрофильных наноструктурных конструкционных и функциональных материалов.

Сущность исследуемого процесса заключается в том, что в пористую металломатричную заготовку, которая может иметь переменную пористость с заданным градиентом, вводят нанопорошок в пастообразном состоянии или в сухом виде, а прессование образованной наноструктурированной механической смеси производят при обеспечении режима нагружения, соответствующего состоянию сверхпластичности, заключающийся в аномально больших пластических характеристиках деформируемых металлов (относительное удлинение $\delta > 1000\%$) и малых величин сопротивления деформированию. При этом реализуется трансагентное наноструктурирование объёма изделия за счёт деформации металломатричной системы при использовании эффекта сверхпластичности.

К основным методам, реализуемым в данной работе и направленным на решение поставленной цели и задач исследования, относятся: аналитически-экспериментальные, в том числе, методы металлографии (изучение макро- и микроструктуры); методы фазового анализа; методы математической статистики и планирования численного и физического эксперимента.

Особенность способа заключается в следующем: используют механическую смесь тонкодисперсных порошковых полиморфных материалов крупностью 1...10 мкм; в состоянии свободной заправки производят спекание полученной смеси (металломатричной основы), при этом образуется пористое изделие типа «фильтр». Затем производят внедрение субмелкого наноматериала (10-4...10-6 мкм) в пастообразном состоянии или в сухом виде с

использованием мундштучного прессования, шликерного литья или пневмовдувания в пористую матрицу - металломатричную основу, имеющую остаточную температуру, равную 0,4 температуры плавления, что соответствует температурным режимам эффекта сверхпластичности. При этом создаваемая структура будет состоять из: а) ячеистой (заполняемой) мозаики металла размером зерна 1...10 мкм; б) заполняющей нанофазы с размером частиц (10⁻⁴...10⁻⁶ мкм). Полученную наноструктурированную механическую смесь (НСМС) подвергают нагружению по режимам, соответствующим созданию эффекта сверхпластичности [1].

Матрица металла-основы в процессе пластического формообразования увлекает (транспортирует) заполняющую нанофазу, не деформируя ее и, тем самым, исключая упрочнение дисперсных частиц. Приведенное выше условие позволит регламентировать завершающую операцию компактирования наночастиц в монолитный металл, исключая исчезновение их фазовых границ [2].

При регламентируемых температурно-скоростных условиях деформирования данная механическая металломатричная основа позволит обеспечить транспортирование металла наноуровня в поровые полости металломатрицы за счет реали-

зации интенсивного пластического деформирования по схемам обработки металлов давлением с использованием эффекта сверхпластичности, что позволит получать объёмные сложнопрофильные широкой номенклатуры изделия высокого уровня физико-механических свойств [3].

Ожидаемыми результатами научного исследования являются: изучение механизма наноструктурирования металломатричных тел за счёт инъекционного, мундштучного прессования, а также пневмовдувания; изучение фазового состава получаемых структур; выявление характера сегрегации в объёме деформируемых тел при реализации эффекта сверхпластичности.

1. Патент на изобретение РФ №2508361. А. И. Рудской, С. Ю. Кондратьев, В. Н. Кокорин. Способ получения объёмных сложнопрофильных наноструктурных конструкционных и функциональных материалов. 2014.

2. Шоршоров, М.Х. Применение эффекта сверхпластичности при деформировании компактных и полученных порошковой металлургией быстрорежущих сталей / М.Х. Шоршоров, Т.А. Чернышева, А.С. Базык и др. // XIII Pulvermet. Tagung. - Dresden. - 1985. - s.267-276.

3. Кокорин В.Н., Титов Ю.А., Федорова Л.В. Специальные способы обработки металлов давлением (ОМД). Учебное пособие. Ульяновск.: УлГТУ, - 2005. - 52 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРА ДВИЖЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЪЕКТА ПРИ УЧЕТЕ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ В СИЛОВЫХ ЛИНИЯХ

Л.А. Кондратенко¹, Л.И. Миронова²

¹Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Москва, Россия;

²Московский авиационный институт (НИУ), Москва, Россия; mironova_lub@mail.ru

С использованием уравнений количества движения и момента количества движения в дифференциальной форме, известных волновых уравнений получены новые системы уравнений, описывающие в явном виде колебания скоростей движения и напряжений в элементарном объеме. На базе этих уравнений разработан новый метод численного моделирования волновых процессов в существенно нелинейных системах.

Многие механизмы, применяемые в промышленности, работают при переменных воздействиях внешних или обусловленных собственными свойствами, которые оказывают влияние как на показатели полезной выполняемой работы, так и функциональность самого механизма. Часто при выполнении расчетов или проведении исследований осуществляют разделение на системы с сосредоточенными или распределенными параметрами. Такой подход в ряде случаев существенно упрощает решение поставленных задач. Однако отмеченное разделение в принципе является условным. Это зависит от ряда параметров: частоты колебаний воздействий, механических и реологических свойств материалов, геометрии соединительных магистралей и т.п.

В общем случае процесс передачи мощности через механизм обычно описывают с помощью уравнений [1-4] вида

$$\frac{d\Omega}{dt} = \sum_{i=1}^n \frac{\partial \Omega}{\partial \zeta_i} f_i$$

$$v \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{\partial [E f_k (\partial x / \partial t)]}{\partial x} = Q_n(x, t).$$

Здесь Ω – скорость движения технологического объекта; t – время; ζ_i – координаты системы; v , E – массовая и упругая характеристики механической магистрали; f_k – площадь сечения; Q_n – интенсивность внешней нагрузки; H_k , θ_k , p_k , α_k – постоянные, определяемые из начальных условий.

Для решения таких задач используется также уравнение Лагранжа 2-го рода. При этом напряжения, развиваемые в деталях механизма, определяют в результате пересчета по закону Гука.

Как показывают исследования, например [5], промежуточная переменная (напряжение) не всегда линейно связана с перемещением. Однако описанные методы эту особенность не учитывают. Кроме того, в зависимости от напряжений может меняться положение исполнительного органа (технологического объекта), из-за чего изменяются показатели процесса: сверления, бурения и т.п.

В связи с этим возникла необходимость в раз-

работке метода, где бы в явной форме учитывались колебания, как скоростей движения, так и напряжений.

Применительно к механизмам с твердотельными силовыми линиями задачу решаем с использованием уравнений количества движения и момента количества движения в дифференциальной форме [6]

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{\partial \sigma}{\partial x}, \quad \rho r \frac{\partial \Omega}{\partial t} = -\frac{\partial \tau}{\partial x}, \quad (1)$$

и известных волновых уравнений

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}, \quad \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} = \frac{G}{\rho} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2}. \quad (2)$$

Здесь $v = \partial u / \partial t$; u – перемещение вдоль оси x ; σ – продольное (нормальное) напряжение; ρ – плотность материала; E – модуль упругости; φ , x – угол поворота сечения магистрали и координата с нулем в центре ведущего звена привода; G – модуль сдвига материала; Ω – угловая скорость вращения, $\Omega = \partial \varphi / \partial t$; r – радиус наружной поверхности цилиндрического стержня. τ – максимальные касательные напряжения.

После совместного решения системы соответствующих уравнений из (1) и (2) были получены уравнения [7, 8]

$$\frac{1}{E} \frac{\partial \sigma}{\partial t} = -\frac{\partial v}{\partial x}; \quad r G \frac{\partial \Omega}{\partial x} = -\frac{\partial \tau}{\partial t}. \quad (3)$$

Системы уравнений (1), (3) позволяют описать изменения напряжений и скоростей движения элементарных участков силовых линий, соединяющих ведущее звено и технологический объект (исполнительный орган). Заметим, что эти системы уравнений подобны системе, описывающей колебания в гидравлической линии [9]

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{\partial P}{\partial x} - \frac{2\tau_{0i}}{\rho_0 r_0}; \quad \frac{\partial P}{\partial t} = -\kappa \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (4)$$

где ρ_0 – начальная плотность среды; P – давление в магистрали; κ – приведенный модуль упругости магистрали; τ_{0i} – касательное напряжение на стенке

трубы; r_0 - радиус сечения трубы; v - скорость движения жидкости.

Особенности взаимодействия распространяющихся в среде линии волн с границей раздела сред определяются волновым сопротивлением [4]. Для продольных колебаний можно записать

$$-\frac{\sigma}{v} = \rho a_1, \quad a_1 = \Theta \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad \Theta = \sqrt{\frac{1-\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)}}, \quad (5)$$

где μ - коэффициент Пуассона.

Если рассматривать гармонические колебания, распространяющиеся по магистрали, то механический импеданс можно записать в форме $Z_e(j\omega) = \sigma(j\omega)/v(j\omega)$. Из [5], [7] следует, что функцию, характеризующую упругие свойства материала при продольных колебаниях, можно представить в виде

$$E_\omega = E_u(\omega) + jE_v(\omega), \quad (6)$$

где составляющие этой функции являются координатами по вещественной и мнимой осям комплексной плоскости и определяются соотношениями

$$E_u = \frac{E_2(\tau_\varepsilon^2 \omega^2 + k_e^{-1})}{\tau_\varepsilon^2 \omega^2 + 1}, \quad E_v = \frac{E_2(1 - k_e^{-1})}{\tau_\varepsilon \omega + 1 / \tau_\varepsilon \omega}.$$

Здесь E_1, E_2 - соответственно, изотермический и адиабатический модули упругости; $\tau_\varepsilon = \eta/E_2$ - время релаксации при условии постоянной деформации; j - мнимая единица; $k_e = E_2/E_1$; ω - круговая частота колебаний. После подстановки этих соотношений получим импеданс в виде

$$Z_b(j\omega) = \frac{E_u(\omega)\theta(j\omega)}{j\omega}; \quad (7)$$

$$\theta(j\omega) = \pm \sqrt{j \frac{\omega}{E_u(\omega)} [\rho j\omega + \psi(\omega)]};$$

$$\psi(\omega) = -\rho\omega E_v(\omega) / E_u(\omega).$$

В связи с этим динамические особенности силовых линий при $s=j\omega$ будут характеризоваться операторным коэффициентом распространения волн

$$\theta(s) = \pm \sqrt{\frac{s}{E_u(\omega)} [\rho s + \psi(\omega)]}, \quad (8)$$

Для материалов с низкими виброизолирующими свойствами, как сталь, внутренним трением ψ можно пренебречь, а поскольку постоянная релаксации τ_ε мала, то при $\rho = \text{const}$, $E_u = E_2 = E$ волновое сопротивление будет определяться соотношением

$$Z_b(s) = \sigma(s) / v(s) = \theta(s) E / s,$$

При этом операторный коэффициент распространения волн станет

$$\theta(s) = \pm s \sqrt{\rho / E}, \quad (9)$$

Проводя при нулевых начальных условиях одномерное преобразование Лапласа [10] уравнений для продольных колебаний (1), (3), получим

$$\rho s v(s) = -\frac{d\sigma(s)}{dx}; \quad E \frac{dv(s)}{dx} = -s\sigma(s). \quad (10)$$

При решении системы уравнений (10) сначала дифференцируем первое уравнение по x , затем исключаем с помощью второго производную $dv(s)/dx$ и применив соотношение (9), получим

$$\frac{\partial^2 \sigma(s)}{\partial x^2} - \theta^2(s) \sigma(s) = 0 \quad (11)$$

Выполнив такую же операцию относительно $v(s)$ получим также

$$\frac{\partial^2 v(s)}{\partial x^2} - \theta^2(s) v(s) = 0, \quad (12)$$

Решение дифференциальных уравнений (11), (12) с постоянными коэффициентами при соответствующих граничных условиях [7, 8] имеет вид

$$\sigma(s, x) = \sigma_1(s, 0) ch[\theta(s)x] - \frac{E}{s} \theta(s) v_1(s, 0) sh[\theta(s)x]; \quad (13)$$

$$v(s, x) = v_1(s, 0) ch[\theta(s)x] - \frac{s}{E\theta(s)} \sigma_1(s, 0) sh[\theta(s)x]. \quad (14)$$

Здесь $\sigma_1(s, 0), v_1(s, 0)$ - соответственно, напряжение и скорость движения среды при $x = 0$; $\sigma(s, x), v(s, x)$ - соответственно, напряжение и скорость движения среды при некотором значении x .

Если рассматривать случай согласованной нагрузки, когда отраженных волн нет, то при соответствующих граничных условиях [7] получим уравнение движения технологического объекта

$$v_2(s)[1 - c + h_n \vartheta_n(s)s + m \vartheta_n(s)s^2] = \frac{v_1(s)(1-c)}{chA} - F(s) \vartheta_n(s)s, \quad (15)$$

$$\vartheta_n(s) = \vartheta_{n0} Z_n(s); \quad \vartheta_{n0} = l / Ef_2;$$

$$Z_n(s) = thA / A, \quad A = \theta(s)l,$$

где f_2 – площадь сечения магистрали у исполнительного органа массой m ; c, h_m, F – коэффициенты потерь на трение и сила сопротивления, действующая на технологический объект; l – длина магистрали.

Если провести применительно к объемному гидроприводу [2, 7] преобразования, аналогичные изложенным, то, полагая, что утечки через гидромотор существенно выше протечек через насос, получим уравнение движения [11], подобное (15)

$$\Omega(s) \{s^2 J \Theta_s(s) + s [J \tau + \Theta_s(s) h] + 1 - c + \tau h\} = Q(s)(1 - c) \Psi(s) - M_c(s) [\Theta_s(s) s + \tau]. \quad (16)$$

В выражении (16) приняты следующие соотношения

$$\Theta_s(s) = 1 / [E_g(s)] \Theta_{0s}(s) Z(s); \quad \tau = K_{ym} / w^2;$$

$$\Theta_{0s} = L f_1 / (k w^2); \quad Z(s) = th A_1 / A_1;$$

$$\theta_{01}(s) = \sqrt{\rho_0 / \kappa}; \quad A_1 = \theta_{01}(s) L,$$

где τ – критерий герметичности гидропривода; Θ_{0s} – коэффициент упругости; $E_g(s), \Psi(s)$ – многочлены, полученные при преобразованиях; w – объемная постоянная гидромотора; Q – расход насоса; $\theta_{01}(s)$ – операторный коэффициент распространения волн в напорной магистрали; J – момент инерции вращающихся частей; c – коэффициент потерь на трение, пропорциональное перепаду давления; h – коэффициент потерь на трение, пропорциональное скорости движения; ρ_0, κ – плотность и объемный модуль упругости жидкости; Ω – частота вращения выходного вала; M_c – момент сопротивления.

Из (15), (16) видно, что особенности динамики зависят от функции $Z(s) = thA/A$, которая при $s = j\omega$ для продольных колебаний будет иметь вид

$$Z(j\omega) = th [\theta(s)l] / [\theta(s)l] = tg \alpha / \alpha, \quad (17)$$

где $\alpha = l\omega \sqrt{\rho/E}$.

Входящие в (17) комплексные функции $\Psi(s)$ и $\Theta(s)$ заменим их вещественными частями $\Psi(\omega)$ и $\Theta(\alpha)$, которые по модулю оказались существенно больше мнимых. Кроме того, при $\alpha \leq 1, Z \approx 1$; при $\alpha = \pi/2 + k\pi, |Z| = \infty$, при $\pi/2 + k\pi > \alpha > \pi + k\pi, Z < 0$. Здесь $k = 0, 1, 2, \dots, n$. Это означает, что системы, где $Z \approx 1$, можно рассматривать, как системы с сосредоточенными параметрами. В противном случае пренебрегать распределенностью параметров нельзя.

После разложения (16) алгебраически на два уравнения и перехода к оригиналам с помощью

обратного преобразования Лапласа получаем

$$Q(t) \Psi(\omega) = w \Omega(t) + \tau w^2 p(t) + \Theta(\alpha) w^2 \frac{dp}{dt},$$

$$p(t) w (1 - c) = M_c(t) + h \Omega(t) + J \frac{d\Omega}{dt}, \quad (18)$$

Моделирование выполнялось для электрогидропривода ПД №2,5 с длиной магистрали $l=22$ м при $p \leq 15$ МПа с помощью модернизированного метода Рунге-Кутты [12]. Результаты всех расчетов и натурных экспериментов, приведенные на рис. 1, имеют хорошую сходимость.

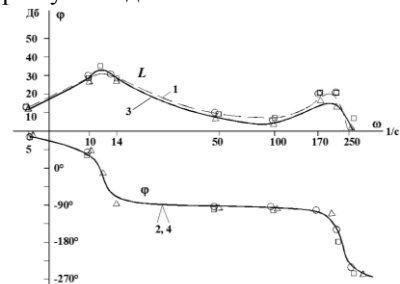


Рис.1. Логарифмические амплитудная (L) и фазовая (φ) частотные характеристики машиностроительного гидропривода: кривые 1, 2 – расчетные кривые имитационной модели; кривые 3, 4 – кривые, полученные по эксперименту

Литература

1. Бабаков И.М. Теория колебаний. Москва, ГТТЛ, 1958.
2. Коловский М.З. Динамика машин. – Л.: Машиностроение, 1989, 253 с.
3. Вульфсон М.И. Колебания машин с механизмами циклового действия. – Л.: Машиностроение, 1990, 309 с.
4. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. – М.: Наука, 1974, 942 с.
5. Постников В.С. Внутреннее трение. – М.: Металлургия, 1974, 350 с.
6. Седов Л.И. Механика сплошной среды. – М.: Наука, 1972, Т.2, 568 с.
7. Кондратенко Л.А. Колебания и методы управления скоростью движения технологических объектов. – М.: МГОУ, 2005, 448 с.
8. Кондратенко Л.А., Миронова Л.И., Терехов В.М. Потеря устойчивости работы приводов вращения с длинными стальными силовыми линиями // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2018, №2, с. 40-44.
9. Попов Д.Н. Динамика и регулирование гидро-пневмосистем. – М.: Машиностроение, 1977, 423 с.
10. Иванов В.А., Чемоданов Б.К., Медведев В.С. Математические основы теории автоматического регулирования. – М.: Высшая школа, 1971, 797 с.
11. Адаменко А.И., Кондратенко Л.А. Влияние глубины скважины на динамику винтовых забойных двигателей // Проблемы машиностроения и надежность машин. – 2001 – №6. – С. 28-33
12. Кондратенко Л.А., Миронова Л.И. Имитационная модель механической системы с существенными нелинейностями «GDPR1_5». Свидетельство о государственной регистрации программы ЭВМ №2018617684 от 28.06.2018г.

МЕТОД ИНТЕГРАЦИИ УНИВЕРСАЛЬНЫХ СТАНКОВ В СИСТЕМУ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО МОНИТОРИНГА

И.М. Кондратьев¹, А.М. Шитов¹, А.В. Янтовский²

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; kiimash@yandex.ru

²ООО «ТехСтанко-21», Москва, Россия

Показана важность производственного мониторинга и представлен метод интеграции универсальных станков в систему производственного мониторинга. Рассмотрена структура и возможности многофункциональной системы контроля обработки и диагностики для универсальных станков.

Конкурентоспособность современных машиностроительных производств определяется взаимосвязью многих экономических и инфраструктурных показателей самого производства, к примеру таких как издержки, производительность труда, уровень материальной базы, энергоэффективность, состояние средств подготовки производства, контроль качества выпускаемой продукции и многие другие. Как правило, все эти факторы взаимосвязаны и игнорирование одного из них может отрицательно сказаться на уровне производства и, следовательно, его конкурентоспособности в нынешних динамично меняющихся условиях.

Это обстоятельство особенно важно для крупных производственных комплексов. Характерная для них огромная номенклатура оборудования, находящаяся в разном техническом состоянии, требует различных подходов к системе подготовки производства, специалистов различного профиля и квалификации, а ее поддержка в настоящее время опирается в основном на интуитивные решения персонала предприятия. Зачастую, вместо выбора оптимального вида оборудования, предпочтение отдается наиболее удобному с точки зрения руководителя среднего звена. При этом вообще не учитывается износ эксплуатируемого оборудования, а нормирование и технология изготовления детали отдается в руки исполнителя. Эти обстоятельства даже в условиях единичного производства определяют низкую его эффективность; тем более это справедливо для массового производства. Промышленные предприятия, чтобы выжить, а возможно и занять лидирующие позиции на слабо развивающемся рынке, должны искать новые технологические подходы к решению задач повышения качества и снижения стоимости продукции при незначительных финансовых вложениях.

Институтом машиноведения им. А.А. Благонравова РАН в течение нескольких лет совместно с рядом ведущих отечественных компаний были проведены исследования и диагностика станочного оборудования на современных машиностроительных предприятиях и предложены мероприятия для улучшения качества используемых на них производственных процессов.

Все существующие методы повышения эф-

фективности производства можно разбить на несколько основных групп:

- технологическая подготовка производства;
- модернизация существующего оборудования;
- сбор и анализ статистических данных;
- производственный мониторинг за текущим производством;
- принятие управленческих решений на основе статистических производственных показателей.

Для реализации указанных мероприятий на предприятиях целесообразно использовать специальный режим наблюдения и контроля всего производственного процесса и состояния работающего оборудования – производственный мониторинг.

Производственный мониторинг – это система непрерывного наблюдения за состоянием оборудования в целях контроля, прогнозирования отказов и выполнения требований к техническому состоянию оборудования.

Основой производственного мониторинга служит диагностический мониторинг, который представляет собой совокупность организационно-технических мероприятий, позволяющих осуществлять непрерывный контроль фактического технического состояния станочного оборудования и технологических процессов на основе различных методов неразрушающего контроля и диагностики.

Важной особенностью диагностического мониторинга является его комплексный характер, то есть использование разнообразных методов контроля для обеспечения полноты и достоверности контроля технического состояния станочного оборудования [1].

В качестве одного из таких технологических решений может быть использована концепция создания саморегулируемого эффективного производства с использованием многофункциональной системы контроля обработки и диагностики (МСКОД), базирующейся на программно-аппаратном решении ПроЭмулятор.

Входящие в состав системы МСКОД устройства созданы на основе современных информационных технологий и позволяют превратить традиционного рабочего (токаря или фрезе-

ровщика) в квалифицированного компьютерного пользователя. Это достигается благодаря организации отображения всех этапов изготовления детали и действий оператора-станочника на экране монитора в реальном масштабе времени, при этом традиционные органы управления станком превращаются в периферийные компьютерные устройства типа джойстиков [2].

Для того, чтобы превратить универсальный (возможно старый и достаточно изношенный) станок в современное средство производства, на него устанавливаются датчики линейных перемещений, информация с которых передается на компьютер, оснащенный специализированным программным обеспечением.

На экране монитора отображаются чертежи заготовки и конечного изделия с назначенными допусками, а процесс его изготовления аналогичен обработке с использованием копира, только в данном случае копир является виртуальным (цифровым). Установленные преобразователи линейных перемещений обеспечивают компенсацию люфтов изношенного оборудования.

Кроме того, на экран монитора выводится цифровая и графическая информация с дополнительно установленных на универсальный станок диагностических датчиков, контролирующих, в частности, ряд параметров шпинделя (скорость вращения, температуру подшипников в опорах, уровень вибрации) [3].

Применение системы МСКОД на универсальных станках позволяет обеспечить повышение производительности труда от 30 до 100% (за счет исключения необходимости выполнения измерений размеров обрабатываемых деталей в процессе обработки и упрощения ряда технологических операций типа внутренней расточки, изготовления конусных и сферических поверхностей), а также обеспечить экономию энергоресурсов за счет повышения производительности технологического оборудования.

Использование режима мониторинга дает возможность проводить в реальном масштабе времени контроль загрузки универсальных станков, количества и качества получаемой продукции и существенно повысить контроль эффективности эксплуатации оборудования.

Система МСКОД позволяет выполнять моделирование процесса обработки на универсальных станках дорогостоящих заготовок, что в свою очередь скажется на существенной экономии материальных ресурсов.

Модернизация универсальных станков также должна основываться на предварительном мониторинге, в ходе которого будет определено техническое состояние эксплуатируемого оборудования в рабочем режиме. Причем контроль может быть произведен с помощью как переносных диагностических комплексов, так и установленных стационарно для постоянного отслеживания со-

стояния наиболее ответственных компонентов оборудования [4].

Для технологической подготовки производства предлагается использовать единую CAD/CAM-систему для подготовки документации как для оборудования с ЧПУ, так и для универсального оборудования, что существенно позволит сократить издержки на этапе технологической подготовки, а также позволит расширить возможность выбора конкретного оборудования для изготовления детали в зависимости от степени его возможностей и загрузки.

Оснащенное системой МСКОД универсальное станочное оборудование позволяет не только адаптировать возможности CAD/CAM-систем, но и обеспечить мониторинг всего производственного процесса на универсальном оборудовании, интегрировав его в единую систему контроля и управления производственных комплексов совместно со станками с ЧПУ.

Таким образом все оборудование современного производства может быть подключено к единой системе производственного мониторинга, состоящей из элементов контроля за работой участка, цеха, завода, предприятия.

Собранная и обработанная информация о количестве и качестве произведенных деталей, времени работы и простоя оборудования, эффективности эксплуатации, техническом состоянии производственных мощностей и его остаточном ресурсе [5] и т.д., передаваемая по единой сети, станет основой для автоматизированной системы саморегулирования производства, а также управления производственными участками с универсальным модернизированным оборудованием. Это позволит руководству и техническому персоналу на любом производственном уровне анализировать качество работы, выявлять недостатки на всех участках производства, принимать решения и налаживать эффективное управление производственными процессами на основе экономических показателей.

1. Шитов А.М., Кондратьев И.М. Разработка и применение комплексных методов диагностики технологического оборудования // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 1. С. 128-132.

2. Кондратьев И.М., Шитов А.М., Кудрашов Р.А., Янговский А.В. Методика и аппаратно-программные средства обучения операторов-станочников в области металлообработки // Современные проблемы теории машин. 2018. № 6. С. 13-17.

3. Шитов А.М., Кондратьев И.М., Орлов А.В. Система регистрации и обработки диагностических параметров узлов металлорежущих станков // Тенденции развития науки и образования. 2016. №18-2. С. 41-43.

4. Шитов А.М., Кондратьев И.М. Применение датчиков для повышения надежности станочного оборудования при эксплуатации // Машиностроение и инженерное образование. 2017. № 2. С. 2-8.

5. Кондратьев И.М., Шитов А.М. Диагностика - основа прогнозирования остаточного ресурса узлов металлорежущих станков // В сборнике: Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций. 2018. С. 171-172.

РАЗРАБОТКА ТРИБОМЕХАТРОННОГО ЛАБОРАТОРНОГО КОМПЛЕКСА С ВОЗМОЖНОСТЬЮ МАШИННОГО ОБУЧЕНИЯ В РЕЖИМЕ РЕАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ

А.В. Корнаев, Л.А. Савин, А.С. Фетисов, Р.К. Зарецкий, Ю.Н. Казаков, Е.П. Корнаева

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орел, Россия; rusakor@inbox.ru

Успехи применения глубокого обучения и искусственных нейронных сетей в различных областях, в том числе в области управления, создают предпосылки применения алгоритмов обучения с подкреплением для управления роторными машинами. В данной работе приведено описание лабораторного комплекса с ротором на подшипниках жидкостного трения с управляемым давлением подачи смазочного материала. Система управления предназначена для снижения уровня колебаний, а также потерь энергии на трение и прокачку в условиях случайных внешних воздействий.

Введение

Обучающиеся системы занимают наивысшее положение в иерархии сложных систем [1]. Новый виток развития методов машинного обучения связывают с применением глубоких нейронных сетей, применение которых в решении задач распознавания образов и управления показало за последние несколько лет выдающиеся результаты [2]. Особую сложность для машинного обучения представляют задачи непрерывного контроля с бесконечным количеством вариантов управляющего воздействия. Часто в таких задачах рассматриваются марковские процессы и применяются методы обучения с подкреплением [3]. В работе [4] предложен алгоритм DDPG (от англ. Deep Deterministic Policy Gradient) для управления движением моделей обратного маятника, различных шагающих существей, а также для управления движением автомобиля.

В данной работе рассматривается возможность применения обучения с подкреплением в условиях взаимодействия агента (программы управления) и окружающей среды (роторной машины) в режиме реального времени для разработки системы управления трибомехатронным комплексом.

Оборудование лабораторной установки

Лабораторная установка представляет собой роторно-опорную систему с подшипниками жидкостного трения, подшипниками качения, или комбинированными подшипниковыми опорами, в зависимости от типа решаемых задач. В качестве подшипников жидкостного трения предусмотрено использование гладких радиальных гидродинамических подшипников (рисунок 1) или радиальных гидростатодинамических подшипников с питающими камерами. Используются бронзовые подшипники длиной 20-40 мм, польый или сплошной ротор диаметром 40 мм и массой 0.6-3.7 кг. Средний зазор в подшипниках 75-150 мкм в зависимости от размеров подшипника. Привод осуществляется электрошпинделем 'ELTE TMPE3 12/2' мощностью 2.2 кВт. Управление электрошпинделем осуществляется посредством частотного преобразователя 'ALTIVAR 312', что позволяет регулировать скорость ротора в

диапазоне 0 – 22000 об/мин.

В корпусе подшипника для измерения давления подачи смазочного материала установлен датчик 'KPT5-3' с диапазоном измерений 0-16 МПа и абсолютной погрешностью 5%, а также два токовых датчика перемещения 'AE051.00.07' с соответствующими устройствами для измерения поперечных колебаний ротора. Датчики перемещения измеряют расстояние в диапазоне 0.1-2.1 мм, погрешность измерений не превышает 10%. Контроль режима смазки осуществляется измерением электрического сопротивления смазочного слоя. Для этого используется делитель напряжения, цепь которого замкнута через смазочный слой [6].

Гидравлическая система смазки предусматривает два основных контура подачи смазочного материала. В каждом контуре установлены сервоклапаны ('Burkert 2835', 'EV260B') для точного регулирования расхода жидкости и расходомеры 'YF-S201'. Предусмотрено использование 8 нерегулируемых сервоклапанов для автоматического переключения потоков в двух гидравлических контурах и зонной подачи смазочного материала в подшипник.

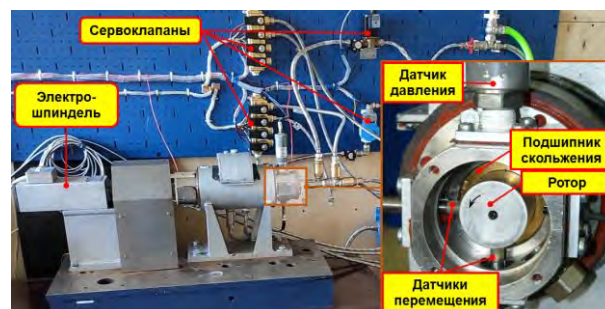


Рис. 1. Лабораторная установка роторной машины с подшипниками жидкостного трения

Для этого в крышке подшипника предусмотрены 4 разделенные секции с питающими камерами. Зонная подача может быть использована для исследования эффектов при смазке аэрированными жидкостями, жидкостями с добавками, температурно неоднородными жидкостями.

необходимость большого количества эпох обучения, а также значительное количество гиперпараметров системы, выбор значений которых может существенно повлиять на процесс и результат обучения системы управления.

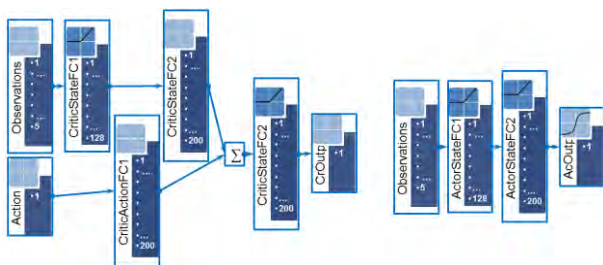


Рис. 5. Искусственные нейронные сети системы управления: критик (слева) и эктор (справа)

Благодарность

Работа подготовлена в рамках выполнения проекта РФФ № 16-19-00186. Авторы выражают благодарность фонду за оказанную поддержку.

1. Флейшман Б.С. Основы системологии. М.: Радио и связь. 1982. 368 с.
2. Goodfellow I., Bengio Yo., Courville A. Deep Learning. New York: MIT Press. 2016. 802 p.
3. Busoniu L., Bruin T., Tolic D., et. al. Reinforcement learning for control: Performance, stability, and deep approximators // Annual Reviews in Control. 2016. V.46. P. 8-26.
4. Lillicrap T.P., Hunt J.J., Pritzel A., et. al. Continuous control with deep reinforcement learning // Proceedings of ICLR. 2016. P. 1-14.
5. Hori Y. Hydrodynamic Lubrication. Tokyo: Yokendo Ltd. 2006. 239 p.
6. Katafuchi T., Kasai M. and Miyaji T. Influence of bearing materials on plain bearing performance in low viscosity base oil lubrication // Int. J. Surface Science and Engineering. 2010. V. 4 (2). P. 138-154.

РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ГЕНЕРАТОРА КОЛЕБАНИЙ ВИХРЕВОГО ТИПА

А.С.Корнеев¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; korneev47@gmail.com

Представлена математическая модель для расчета нестационарного турбулентного закрученного течения при наличии кавитации в условиях, характерных для гидродинамических генераторов колебаний. Предложена поправка на закрутку потока в k - ε -модели турбулентности. Учет этой поправки позволил достичь согласия расчетных и экспериментальных данных по распределению давления вдоль стенки канала генератора и рассчитать амплитудно-частотные характеристики.

Введение

Гидродинамические генераторы колебаний [1–3] создают волны при течении жидкости по каналам определенной формы и размеров. Эти генераторы не имеют подвижных частей, что обеспечивает их высокую надежность. Математическое моделирование таких устройств требует расчета нестационарных турбулентных закрученных течений [4]. Стандартная k - ε -модель турбулентности [5] не учитывает влияние закрутки потока на характеристики течения. В то же время, имеются экспериментальные данные, которые показывают, что закрутка приводит к ламинаризации течения.

В работе Мураками и Кикиямы [6] исследовался турбулентный поток воды во вращающейся трубе. Измерения показали, что при движении вдоль этой трубы профиль осевой компоненты скорости преобразуется из установившегося турбулентного в параболический, характерный для ламинарного течения. Распределение давления вдоль стенки канала с увеличением скорости закрутки приближается к ламинарному.

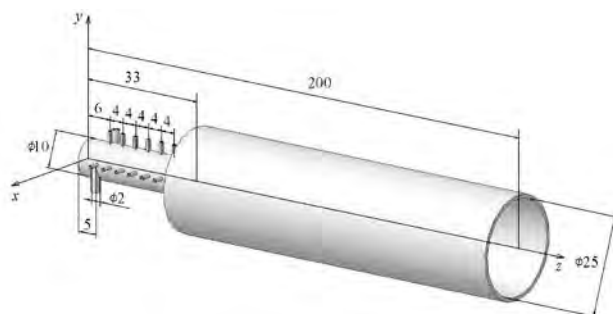
В работе Борисенко А.И., Костикова О.Н. и Чумаченко В.И. [7] с помощью термоанемометра были проведены измерения интенсивности турбулентных пульсаций во вращающейся трубе, через которую проходил воздушный поток. Получено, что во вращающемся канале по мере удаления от входа происходит уменьшение интенсивности пульсаций давления. Таким образом, в условиях, характерных для работ [6] и [7], закрутка приводила к ламинаризации течения.

В работах [8] и [9] была предложена поправка к стандартной k - ε -модели турбулентности [5], учитывающая закрутку потока. В [9] были представлены экспериментальные распределения давления вдоль стенки канала гидродинамического генератора, которые были сопоставлены с расчетными данными, полученными без учета и с учетом указанной поправки. В настоящей работе на основе этой модели рассчитаны амплитудно-частотные характеристики гидродинамического генератора

колебаний, которые сопоставляются с экспериментальными характеристиками.

Объект исследования.

Гидродинамический генератор (рис. 1) представлял собой цилиндрический канал с расширением [8, 9]. Рабочая жидкость (водопроводная вода) подавалась через два тангенциальных отверстия, обеспечивающих закрутку потока. Для измерения среднего по времени давления на стенке канала было выполнено по 6 отверстий в плоскостях



xz и yz . С помощью трубок отверстия соединялись с манометрами.

Рис. 1. Схема исследованного генератора

Математическая модель

Использованная система уравнений была представлена в [4]. Эта система включала в себя осредненные по Рейнольдсу уравнения неразрывности и Навье – Стокса для осесимметричного течения [10] и k - ε -модель турбулентности [5]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial(r \rho v)}{\partial r} = 0, \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho u \frac{\partial u}{\partial z} + \rho v \frac{\partial u}{\partial r} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_s \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_s \frac{\partial u}{\partial r} \right), \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} + \rho u \frac{\partial v}{\partial z} + \rho v \frac{\partial v}{\partial r} = -\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_s \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_s \frac{\partial v}{\partial r} \right) - \mu_s \frac{v}{r^2} + \rho \frac{w^2}{r}, \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial w}{\partial t} + \rho u \frac{\partial w}{\partial z} + \rho v \frac{\partial w}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_s \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_s \frac{\partial w}{\partial r} \right) - \mu_s \frac{w}{r^2} - \rho \frac{v w}{r} \quad (4)$$

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho u \frac{\partial k}{\partial z} + \rho v \frac{\partial k}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial z} \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial r} \right] + G - \rho \epsilon \quad (5)$$

$$\rho \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho u \frac{\partial \epsilon}{\partial z} + \rho v \frac{\partial \epsilon}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial z} \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \right] + C_1 \frac{\epsilon}{k} G - C_2 \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (6)$$

В данной работе турбулентная вязкость μ_t рассчитывалась с учетом поправки на закрутку потока в виде [8],[9]:

$$\mu_t = C_\mu \rho f_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (7)$$

$$f_\mu = 1 - \frac{w^2}{u^2 + v^2 + w^2} \quad (8)$$

Здесь u , v и w - осевая, радиальная и тангенциальная составляющие скорости, ρ - плотность жидкости, k - кинетическая энергия турбулентности, ϵ - скорость диссипации энергии турбулентности. При отсутствии закрутки ($w = 0$) представленная модель турбулентности переходит в стандартную.

Кавитация учитывалась с использованием уравнения переноса массовой доли пара [11]

$$\rho \frac{\partial f_v}{\partial t} + \rho u \frac{\partial f_v}{\partial z} + \rho v \frac{\partial f_v}{\partial r} = R_{ce} \quad (9)$$

Здесь $f_v = \rho_v / (\rho_l + \rho_v)$ - массовая доля пара, ρ_l - плотность жидкости, $\rho_v = p_{sat} M_v / (RT)$ - плотность насыщенного пара, p_{sat} - давление насыщенных паров жидкости при температуре T , M_v - молярная масса пара, $p_v = p_{sat} + p_{turb} * 0.5$ - эффективное давление насыщенного пара, $p_{turb} = 0.39 \rho k$ - турбулентное давление, R_{ce} - скорость испарения жидкости ($R_{ce} > 0$) или конденсации пара ($R_{ce} < 0$), и

$$p \leq p_v : R_{ce} = C_e \frac{\rho_l \rho_v}{\sigma} (1 - f_v) \sqrt{\frac{2(p_v - p)k}{3\rho_l}} \quad (10)$$

$$p > p_v : R_{ce} = -C_l \frac{\rho_l \rho_v}{\sigma} (1 - f_v) \sqrt{\frac{2(p - p_v)k}{3\rho_l}} \quad (11)$$

$$\rho = \left(\frac{f_v}{\rho_v} + \frac{1 - f_v}{\rho_l} \right)^{-1}, \quad \mu = \left(\frac{f_v}{\mu_v} + \frac{1 - f_v}{\mu_l} \right)^{-1} \quad (12)$$

Система уравнений (1) - (9) решалась методом поправок к давлению [12]. Граничные условия соответствовали представленным в [4].

Полученные результаты.

Расчеты проводились при абсолютном давлении воды на входе генератор $p_{in} = 5,1$ МПа, на выходе $p_{out} = 0,24$ МПа. Расход жидкости был равен $Q = 23,3$ дм³/мин, число Рейнольдса, рассчитанное по средней скорости в канале $Re \approx 50000$. Эти параметры соответствовали условиям эксперимента [9]. Экспериментальная установка была представлена в [13]. Теплофизические свойства рабочего тела (воды) брались по данным [14].

Расчет по стандартной k - ϵ модели турбулентности [5] показал заметные отклонения от измеренных распределений давления вдоль цилиндрической стенки канала, в то время как расчет с учетом поправки на закрутку дал результаты, согласующиеся со средними экспериментальными распределениями давления в плоскостях xz и yz (рис. 2).

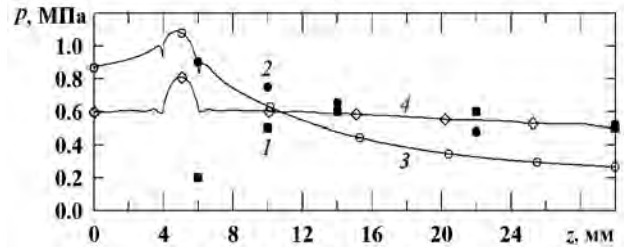


Рис. 2. Распределение среднего по времени давления на стенке канала генератора: эксперименты в плоскости xz (1) и yz (2), расчеты без поправки на закрутку (3) и с поправкой (4)

Расчитанные зависимости давления p на оси $r = 0$ от времени t представлены на рис. 3 для следующих характерных точек: $z = 5$ мм (сечение входных отверстий на рис. 1), в выходном сечении на выходе из сопла генератора ($z = 33$ мм) и в точке, в которой располагался датчик давления в эксперименте [9] ($z = 100$ мм, $r = 14$ мм).

Расчеты без поправки на закрутку, $f_\mu = 1$ (рис. 3), привели к затуханию колебаний давления по времени, тогда как в экспериментах [9] эти колебания существовали постоянно. Расчеты с учетом поправки на закрутку по выражению (8) (рис. 4) дали устойчивые колебания по времени. В расчете без поправки на закрутку после достижения стационарного режима давление не снижалось ниже давления насыщенного пара $p_{sat} = 2,3$ кПа (при температуре 20 °С [14]) ни в одной из рассмотренных точек. Это означает, что при рассмотренных значениях параметров в канале генератора отсутствовала кавитация. В то же время, эксперименты [13] показали наличие следов эрозии материала, что указывало на наличие кавитации. Расчет с учетом поправки на закрутку по формуле (8) выявил наличие незатухающих колебаний давления (рис. 4). Кроме того, расчетное давление в некоторых областях оказалось ниже, чем давление насыщенного пара; поэтому в этих областях возникала кавитация, что согласуется с экспериментальными

данными [13].

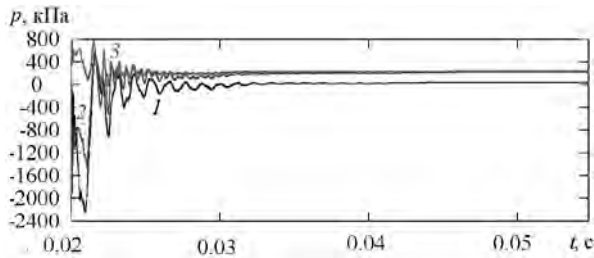


Рис 3. Расчетные зависимости давления от времени без поправки на закрутку ($f_{\mu} = 1$). Значения координат: 1 - $z = 5$ мм, $r = 0$ мм, 2 - $z = 33$ мм, $r = 0$ мм, 3 - $z = 100$ мм, $r = 14$ мм.

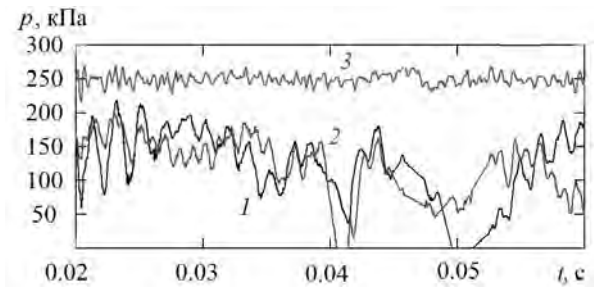


Рис 4. Расчетные зависимости давления от времени с поправкой на закрутку по (8). Значения координат: 1 - $z = 5$ мм, $r = 0$ мм, 2 - $z = 33$ мм, $r = 0$ мм, 3 - $z = 100$ мм, $r = 14$ мм.

Путем разложения в ряд Фурье данных, показанных на рис. 4, линия 3, была получена расчетная амплитудно-частотная характеристика (АЧХ) генератора (рис. 5, линия 1). Соответствующая экспериментальная АЧХ по данным [9] показана на рис. 5, линия 2. Экспериментальная АЧХ была получена с использованием датчика давления компании Kistler и осциллографа Lecroy WaveSurfer. Амплитуды представлены в единицах шкалы осциллографа - в милливольтгах.

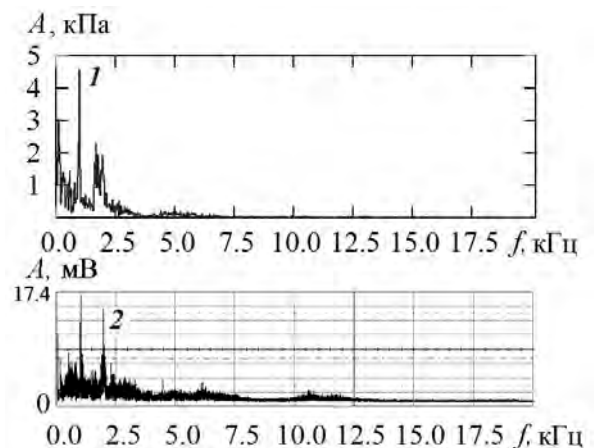


Рис 5. Расчетная (1) и экспериментальная (2) амплитудно-частотные характеристики генератора

На экспериментальной АЧХ четко выделяются два главных максимума на частотах $f_1 = 1040$ Гц и $f_2 = 1980$ Гц. На расчетной АЧХ они соответствуют

максимумам при $f_1 = 978$ Гц (разница 6%) и двум близко расположенным максимумам при $f_2 = 1689$ и $f_3 = 1956$ Гц (разница 15% и 2% соответственно).

Выводы.

Предложенная поправка на закрутку потока в k-ε-модели турбулентности позволила:

- достичь согласия расчетных и экспериментальных данных по распределению давления вдоль стенки канала гидродинамического генератора колебаний,
- выявить наличие кавитации в исследуемом генераторе,
- рассчитать амплитудно-частотную характеристику генератора, которая по положению главных максимумов согласуется с экспериментальной.

1. Авдеевский В.С., Ганиев Р.Ф., Калашников Г.А., Костров С.А., Муфазалов Р., С. Гидродинамический генератор колебаний: Патент РФ 2015749, Бюл. Изобр., 1994. №13. С. 34.
2. Ганиев Р. Ф., Жебынев Д. А., Корнеев А. С., Украинский Л. Е. Волновое диспергирование газа в жидкости. // Известия РАН. Механика жидкости и газа. 2008. №2. С. 149 – 155..
3. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технология. М.: Научно-издательский центр “Регулярная и хаотическая динамика”, 2008. 712 с.
4. Корнеев А. С. Математическое моделирование гидродинамических генераторов колебаний // Известия РАН. Механика жидкости и газа. 2013. № 4. С. 67 – 73..
5. Launder B.E., Spalding D.B. The numerical computation of turbulent flows, Comput. Methods in Appl. Mech. and Eng. 1974. V. 3. № 2. P. 269 – 289.
6. Мураками М., Кикияма К. Турбулентное течение в трубах, вращающихся относительно своей оси // Тр. Амер. о-ва инж.-мех. Сер. теор. основы инж. расчетов. 1980. Т. 102. № 1. С. 218– 224.
7. Борисенко А.И., Костиков О.Н., Чумаченко В.И. Экспериментальное исследование турбулентных характеристик потока во вращающемся канале // ИФЖ. 1973. Т. 24. № 6. С. 1103– 1108.
8. Korneev A.S. Incorporation of a swirl into the k-ε turbulence model for mathematical simulations of hydrodynamic generators of oscillations // International Journal of Research in Engineering and Science (IJRES). V. 7. Issue 1/ Ser. II. 2019. P. 29-34.
9. Корнеев А. С., Шмырков О. В. Влияние закрутки потока на характеристики гидродинамических генераторов колебаний // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2019. № 5. С. 27 – 33.
10. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя . М.: Издательство “Наука”, 1974. 712 с.
11. Singhal A. K., Athavale M. M., Li H. Y., Jiang Y. Mathematical Basis and Validation of the Full Cavitation Model //Journal of Fluids Engineering – Transactions of the ASME. 2002. V. 124. № 3. P. 617 – 624.
12. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984. 150 с.
13. Ганиев Р. Ф., Шмырков О. В. Гун Н. В. Особенности поведения кавитационных процессов в проточном вихревом генераторе, ДАН. 2014. Вып. 59, №2. С. 86–88/
14. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Изд-во “Наука”. Гл. ред. физ.-мат. лит. 1972. 720 с.

ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ ИЗГИБОМ ТИТАНОВЫХ ИМПЛАНТАТОВ

Корольков О.Е.,¹ Угурчиев У.Х.², Шляпин А.Д.³, Столяров В.В.²

¹ООО «ДиСи», Пущино, Россия; 41zh1k@mail.ru;

²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;

³Московский политехнический университет, Москва, Россия

Изучено комбинированное воздействие температуры и электропластического эффекта (ЭПЭ) на процесс формования изгибом полуфабрикатов имплантатов для накостного остеосинтеза. Показано, что сочетание ЭПЭ и температуры позволяет повысить деформируемость изгибом технически чистого титана Grade 4, без существенного увеличения толщины оксидной пленки на поверхности полуфабриката.

Введение

Основными металлическими материалами, используемыми для изготовления имплантатов накостного остеосинтеза, являются титановые, кобальтовые сплавы, а также, нержавеющая сталь. По показателям биоинертности и коррозионной стойкости титановые сплавы превосходят нержавеющие стали и кобальтовые сплавы [1].

Существует несколько видов титановых сплавов, используемых в медицине. Это деформируемые сплавы Ti-6Al-4V и Ti-6Al-7Nb [2, 3], а также нелегированный титан Grade 4 [4]. Данный материал, по отношению к другим разновидностям нелегированного титана, предусмотренным в ГОСТ Р ИСО 5832-2, характеризуется повышенной прочностью и удовлетворительной пластичностью. Имплантаты, изготовленные из Grade 4 хотя и незначительно уступают в прочности другим титановым сплавам, но имеют ряд преимуществ: отсутствие токсичного ванадия, более низкая стоимость, лучшая пластичность при комнатной температуре, большая распространённость [1].

Процесс изготовления имплантата связан с рядом непростых технологических операций, одной из которых является придание формы, например, изгибом. Некоторые имплантаты моделируются хирургом во время операции, некоторые уже должны иметь определённую форму, которая придается на стадии изготовления.

Получение сложной формы непосредственно связано с возможностью пластической деформации полуфабриката посредством штамповки или гибки. При комнатной температуре пластичность титановых сплавов невелика, поэтому такого рода воздействие невозможно без нагрева до температур, близких к температуре полиморфного превращения 882 °С для чистого титана [5]. Нагрев титана в воздушной атмосфере сопровождается увеличением толщины оксидной пленки. Если процесс нагрева является продолжительным, то возможно образование альфированного слоя на поверхности заготовки [5]. Для того, чтобы надлежащим образом подготовить полуфабрикат к последующей гальванической обработке, являющейся частью технологического

процесса получения имплантата, необходимо придать ему нужную шероховатость, для чего используется трудоемкий процесс шлифовки и последующей полировки. Процесс можно значительно упростить, если производить нагрев и последующее формообразование полуфабриката в камере с контролируемой атмосферой, но такого рода оборудование является дорогим и сложным в эксплуатации.

Одним из путей повышения деформируемости металлического материала является воздействие на него импульсным током плотностью до 1000 А/мм² и длительностью отдельных импульсов около 100 мкс с частотой, около 1 кГц, с одновременным приложением механической нагрузки. Такого рода воздействие получило название электропластической деформации (ЭПД) [6].

В данной работе авторы провели исследования, направленные на поиск режимов «холодной» (до 350° С) деформации технически чистого титана Grade 4 с использованием ЭПД.

Методика исследований, оборудование и материалы

В качестве материала использовали отожжённый титан Grade 4. Заготовка выполнена в форме углообразной пластины толщиной 2 мм и шириной 10 мм. Основные размеры и форма пластины показаны на рис.1. Заготовка получена методом электроэрозионной резки на станке DK7740F, после чего была произведена заточка клинка посредством фрезерной обработки на станке 6Н81А.

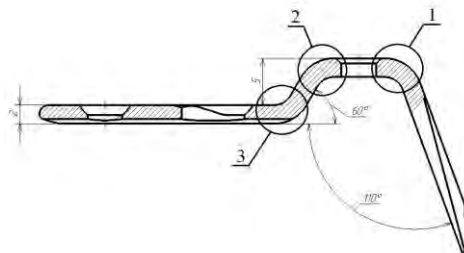


Рис.1. Пластина углообразная, для остеосинтеза проксимального отдела бедренной кости

Для того, чтобы произвести изгиб с использованием импульсного тока, был разработан и изготовлен штамп, который устанавливался через переходники на горизонтальную испытательную машину И-5081, являющейся альтернативой гибочному прессу. Переходники были изолированы от машины через диэлектрические проставки. К переходникам подведены шины от генератора импульсного тока, подключенного к трехфазной сети переменного тока 380 В. Направление импульсного тока было перпендикулярно пластине и совпадало с направлением перемещения штампа. Управляемый ключ дает возможность работать с генератором в режиме одиночных импульсов, или же с выбором определенной длительности и частоты. Для контроля процесса в цепь генератора включены осциллограф и амперметр. Контроль температуры осуществляется термопарой. Структурная схема стенда представлена на Рис.2.

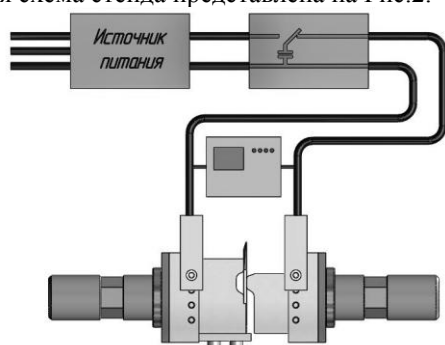


Рис.2. Структура стенда

Конструктивно данная пластина предназначена для выправления шейчно – диафизарного угла у детей с врожденной патологией. Наиболее ответственный угол составляет 110 градусов, однако самым сложным для формообразования является Z-образный участок, формируемый гибоми 1 и 2 где и происходит наибольшие пластические деформации (Рис.1).

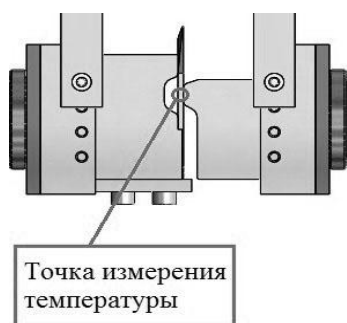


Рис.3. Гибочный штамп

В зоне гибки заготовки пластин имеют плоскую прямоугольную форму площадью поперечного сечения $S=20 \text{ мм}^2$. Поверхность образцов предварительно не обрабатывалась, микроструктура равноосная, размер зерен равен 25 мкм (Рис.4).

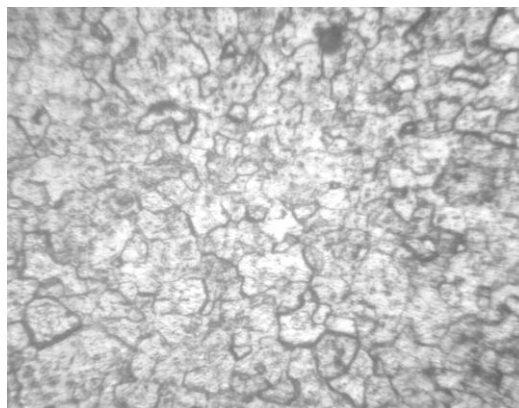


Рис.4. Исходная микроструктура Grade 4, x200

Скорость перемещения траверсы испытательной машины составляла 0,5 мм/мин. Частота, длительность импульсов и плотность импульсного тока были, соответственно, 1 кГц, 110 мкс, 45 А/мм². Данный режим был установлен как предельно допустимый. Дальнейшее увеличение плотности тока приводит к росту температуры более 350°C, что способствует росту толщины оксидной пленки [5].

Результаты испытаний

Пластина была установлена на оснастку, для лучшего контакта, посредством перемещения траверсы машины, был произведен предварительный натяг. Затем был введен импульсный ток, в результате чего пластина нагрелась до 270°C. После того, как температура установилась, была приложена нагрузка. В процессе изгиба наблюдалось снижение температуры до 250°C, что может объясняться падением сопротивления технически чистого титана Grade 4 за счет сдирання оксидной пленки в зоне пятна контакта посредством трения скольжения [7]. Затем наблюдался рост температуры до 275°C, что объясняется уменьшением площади поперечного сечения за счет пластической деформации. После того, как геометрия пластины полностью сформировалась, нагружение останавливалось, при этом усилие составляло 22 кН. Всего было испытано четыре пластины, на которых сохранялась тенденция падения температуры и последующего ее роста с разницей $\pm 2^\circ$.

Видимых следов роста толщины оксидной пленки, способных проявляться в виде различных цветов побежалости, не наблюдалось. Из этого можно сделать вывод, что температура на всех участках пластины не поднималась выше 350°C.

Из диаграммы «усилие-перемещение» (рис.5), видно, что существует точка перегиба, после которой скорость нарастания усилия резко повышается. Это связано с тем, что в процессе гибки сначала деформируются участки 1, 2 (Рис.1), затем, когда задняя, не заточенная часть пластины касается штампа, пластическая деформация начинает происходить на участке 3.

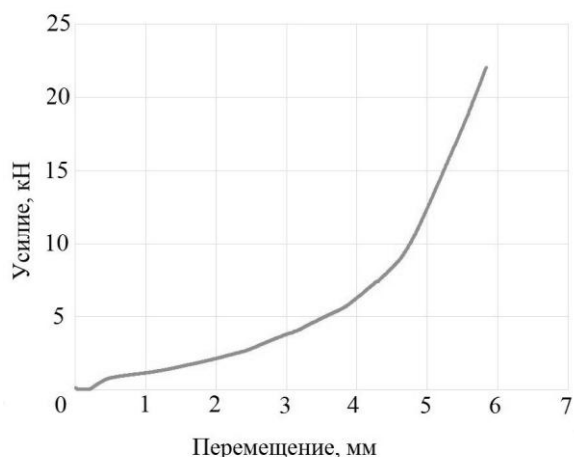


Рис.5. Диаграмма усилие – перемещение

Для оценки микроструктуры вместе с заготовками был согнут образец – свидетель. Микроструктура зоны Z-образногогиба показана на Рис.6, которая свидетельствует о том, что идет уменьшение размера зерна до 10 мкм. Это может быть связано с динамической рекристаллизацией в результате «теплой» деформации изгиба.

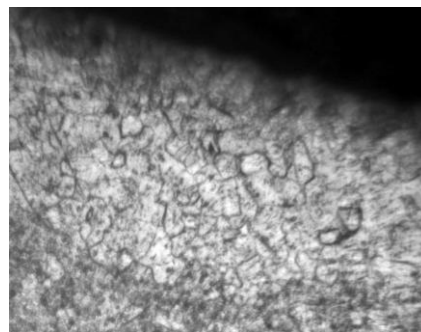


Рис.6. Микроструктура зоны изгиба Grade 4 после ЭПД, x200

Заключение

Из эксперимента можно сделать следующие выводы:

- ЭПД позволяет улучшить деформируемость при изгибе технически чистого титана Grade 4 и сделать возможным формообразование изделий для остеосинтеза в промышленных условиях, не применяя существенного нагрева;
- Рост толщины оксидной пленки зафиксирован не был, любые проявления побезжалости отсутствуют, в результате чего главная цель работы – сокращение времени на шлифовально – полировальной операции достигнута.

1. Коллеров М.Ю., Спектор В.С., Мамонов А.М., Скворцова С.В., Гусев Д.Е., Гуртовая Г.В. Проблемы и перспективы применения титановых сплавов в медицине // Титан. 2015. № 2. С. 42-53.
2. ГОСТ Р ИСО 5832-3-2014 Имплантаты для хирургии. Металлические материалы. Часть 3. Деформируемый сплав на основе титана, 6-алюминия и 4-ванадия.
3. ГОСТ Р ИСО 5832-11-2014 Имплантаты для хирургии. Металлические материалы. Часть 11. Деформируемый титановый сплав, содержащий 6-алюминия 7-ниобия.
4. ГОСТ Р ИСО 5832-2-2014 Имплантаты для хирургии. Металлические материалы. Часть 2. Нелегированный титан.
5. Титановые сплавы. Металловедение титана и его сплавов / С.П. Белов, М.Я. Брун, С.Г. Глазунов и др. Под ред. Б.А. Колачева, С.Г. Глазунова - М.: Металлургия, 1992. - 352с.
6. Батаронов И.Л. Механизмы электропластичности // Соросовский образовательный журнал. 1999. № 10. С. 93-99.
7. Troickij O.A., Korol'kov O.E., Stashenko V.I., Skvorcov O.B. «Electroplastic Processing of titanium implants» in 15th international school-conference «New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application», KnE Page 603 Materials Science, pages 603-610. DOI 10.18502/kms.v4i1.2215

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ НАПЫЛЕНИЯ НА АДГЕЗИОННУЮ ПРОЧНОСТЬ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ ПОВЫШЕННОЙ ТОЛЩИНЫ

И.Н. Кравченко¹, С.В. Карцев¹, Т.А. Чеха²

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; kravchenko-in71@yandex.ru

² РГАУ-МСХА имени К.А. Тимирязева, Москва, Россия

В статье предложена математическая модель упругопластического состояния системы «покрытие – металлическая основа», позволяющая установить, что при изменении расхода напыляемого материала от 0,1 до 1,0 г/с и скорости перемещения плазматрона от 10 до 350 мм/с остаточные напряжения в покрытиях из вольфрама, оксида алюминия и порошка ПГ-19М-01 на сталь изменяют свой знак и могут быть как сжимающими, так и растягивающими. Установлено, что в покрытии из оксида алюминия на подложке формируются остаточные напряжения сжатия, а в вольфрамовом покрытии при незначительном тепловом воздействии – растягивающие напряжения. Варьирование режимами позволяет снизить уровень остаточных напряжений в 3–5 раз. Показано, что возможные напряженные состояния, испытываемые системой «покрытие – металлическая основа» под действием внешних нагрузок без потери работоспособности, представляют собой область, ограниченную критериями адгезионной и когезионной прочности покрытия и критерием текучести основы.

Введение.

При моделировании процессов плазменного напыления достаточно сложно установить теоретическую зависимость свойств покрытий с параметрами напыляемых частиц. При нанесении покрытий температуру подложки стремятся поддерживать постоянной, так как в противном случае необходима корректировка режимов по мере нагрева подложки. Так, согласно данным [1, 2], влияние скорости частиц в пределах 40–100 м/с на прочность их сцепления с подложкой незначительно. В работах [3, 4] отмечается доминирующее влияние температуры частиц по сравнению с их скоростью на пористость покрытий. Поэтому связь свойств покрытий с режимами напыления необходимо устанавливать через температуру частиц.

Известные аналитические соотношения прочности сцепления отдельных частиц с подложкой в зависимости от их скорости и температуры не позволяют с достаточной точностью определить прочность сцепления всего покрытия с основой. Однако эти соотношения могут указать область термодинамических режимов, обеспечивающих максимум прочности сцепления покрытия с основой.

В практике напыления накоплен большой объем экспериментальных данных поиска оптимальных режимов нанесения различных материалов, полученных методами планирования экспериментов [5]. Соответствующая данным режимам среднемассовая температура частиц, необходимая для оптимизации режимов напыления (расхода напыляемого материала и скорости перемещения плазматрона), может быть получена с помощью расчетных моделей [6, 7].

Цель работы – разработка математической модели упругопластического состояния системы «покрытие-металлическая основа» при использовании плазменных процессов.

Материал и методика исследования.

Для нанесения покрытий использовали плазматрон РПД-03. Дистанция напыления составляла 100 мм. Покрытия наносились из порошков ПЦП-100, оксида алюминия и нихрома грануляцией 50–63 и 63–100 мкм. Пористость измеряли методом гидростатического взвешивания [3].

В качестве постоянных параметров при моделировании процесса и поиске оптимальных режимов напыления, обеспечивающих минимум остаточных напряжений в покрытии, использовали среднемассовую температуру частиц T , пористость покрытия P и коэффициент использования материала КИМ.

В качестве переменных параметров модели принимали расход напыляемого материала G и скорость перемещения плазматрона V относительно напыляемой поверхности, от которых зависит толщина напыляемого слоя и соответственно величина теплового потока в подложку, определяющих тепловое поле и напряженное состояние покрытия и металлической основы. При моделировании процесса режимы напыления (электрический ток, расход и состав плазмообразующего газа) являются неизменными параметрами и определяются экспериментально [8, 9], исходя из необходимости получения пористости или максимальной прочности покрытия с основой.

На основании известных значений электрического тока, расхода и состава газа определяли численно среднемассовую температуру напыляемых частиц и экспериментально коэффициент формообразования покрытия k . При этом шаг напыления S является зависимым параметром, который рассчитывали исходя из заданной толщины наносимого слоя покрытия по текущим значениям расхода напыляемого материала и скорости перемещения плазматрона.

Результаты и обсуждение.

Результаты расчета средних значений остаточных напряжений $\bar{\sigma}_o$ в покрытиях из различных материалов в зависимости от их расхода и скорости перемещения плазматрона показали следующее:

1. При напылении оксида алюминия на сталь в покрытии формируются только остаточные напряжения сжатия на границе с основой. Минимальные значения средних остаточных напряжений в покрытиях ориентированы вдоль линии шага напыления.

2. При напылении вольфрама и порошка ПГ-19М-01 на сталь весь диапазон изменения параметров разделяется на две области, одна из которых обеспечивает сжимающие остаточные напряжения, а другая – растягивающие.

При незначительном тепловом воздействии на алюминиевую основу, а также минимальном расходе напыляемого материала и максимальной скорости перемещения плазматрона в вольфрамовом покрытии формируются растягивающие напряжения. При повышении теплового воздействия на основу в результате увеличения расхода напыляемого материала или уменьшения скорости перемещения плазматрона, растягивающие остаточные напряжения переходят в сжимающие.

Изменение расхода напыляемого материала и скорости перемещения плазматрона значительно влияет на уровень среднего напряженного состояния в покрытии.

Таким образом, имеется оптимальный шаг напыления, обеспечивающий минимальные значения остаточных напряжений для любых сочетаний параметров расхода материала и скорости перемещения плазматрона.

Для оценки влияния режимов напыления (расхода материала и скорости перемещения плазматрона) в качестве критериев примем остаточные напряжения в покрытии на границе с металлической основой и среднее напряженное состояние в покрытии $\bar{\sigma}_o$, рассчитанное как отношение суммы действующих в сечении покрытия остаточных напряжений σ_{oi} , к площади этого сечения S :

$$\bar{\sigma}_o = \frac{\sum_{i=1}^N (|\sigma_{oi}| \cdot S_i)}{S} \quad (1)$$

Для того чтобы учесть действительный уровень напряженного состояния покрытия, необходимо избежать при суммировании взаимоисключения напряжений с разными знаками. Поэтому в формуле (1) напряжения при суммировании σ_{oi} взяты по модулю.

В качестве параметра оптимизации принята средняя величина действующих в системе «покрытие-металлическая основа» остаточных

напряжений, определяемых по формуле (1). Целевая функция будет иметь вид

$$\bar{\sigma}_o = (G, V) = \min. \quad (2)$$

Задачу минимизации уровня остаточных напряжений в покрытии решаем методом, основанным на том, что направление наискорейшего спуска соответствует направлению наибольшего убывания целевой функции. Согласно данным [3, 6], в начальной точке, выбираемой произвольно, определяется направление спуска, противоположного градиенту функции:

$$\text{grad} \bar{\sigma}_o = \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}_o}{\partial G}; \frac{\partial \bar{\sigma}_o}{\partial V} \right\}. \quad (3)$$

Частные производные при определении градиента вычислялись с помощью численного дифференцирования:

$$\frac{\partial \bar{\sigma}_o}{\partial G} = \frac{1}{\Delta G} [\bar{\sigma}_o(G + \Delta G, V) - \bar{\sigma}_o(G, V)]; \quad (4)$$

$$\frac{\partial \bar{\sigma}_o}{\partial V} = \frac{1}{\Delta V} [\bar{\sigma}_o(G, V + \Delta V) - \bar{\sigma}_o(G, V)]$$

В выбранном направлении двигаются до тех пор, пока целевая функция убывает, достигая при этом минимума в некоторой точке. В этой точке снова определяется направление спуска (с помощью градиента) и находится новая точка минимума целевой функции. Поиск минимума продолжается до тех пор, пока разница между значениями целевой функции на текущем и предыдущем шагах не будет меньше заданной величины:

$$|\bar{\sigma}_{oi} - \bar{\sigma}_{oi-1}| < \varepsilon. \quad (5)$$

где $\bar{\sigma}_{oi}$, $\bar{\sigma}_{oi-1}$ – значения целевой функции на текущем и предыдущем шагах минимизации; ε – заданная точность вычислений.

Метод наискорейшего спуска сводит многомерную задачу к последовательности одномерных задач на каждом шаге оптимизации.

На рис. 1 представлена блок-схема многомерной минимизации методом наискорейшего градиентного спуска. На каждом шаге одномерной минимизации, за исключением первого, вычисление значений целевой функции производится лишь один раз.

Полученная при этом точка, называемая золотым сечением, выбирается так, чтобы отношение длины большого отрезка к длине всего интервала оптимизируемого параметра равнялась отношению длины меньшего отрезка к длине большого отрезка. Таким образом, на первом шаге процесса одномерной минимизации внутри интервала $[a, b]$ выбираем две внутренние точки $X1$ и $X2$, делящие интервал в пропорции золотого сечения:

$$\begin{cases} X1 - a = b - X2 = (b - a)(1 - k); \\ b - X1 = X2 - a = (b - a)k. \end{cases} \quad (6)$$

Далее вычисляются значения целевой функции $X1$ и $\bar{\sigma}_o(X2)$. Допустим, что $\bar{\sigma}_o(X1) < \bar{\sigma}_o(X2)$, тогда минимум расположен на одном из прилегающих к $X1$ отрезков $[a, X1]$ или $[X1, X2]$. Поэтому отрезок $[X2, b]$ можно отбросить, сузив при этом первоначальный интервал. Второй шаг проводится уже на отрезке $[a, X2]$ с повторением процедуры сужения интервала.

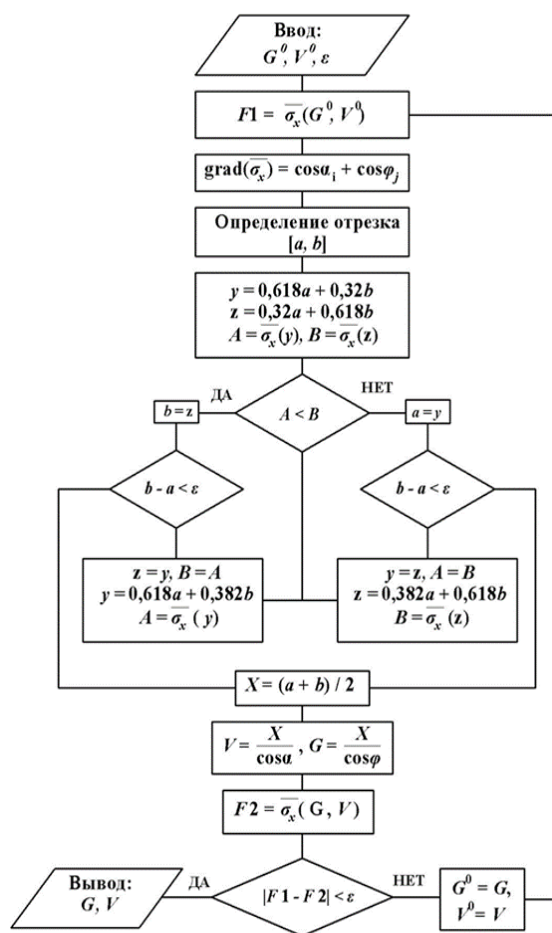


Рис. 1. Блок-схема алгоритма многомерной минимизации методом наискорейшего градиентного спуска

На выходе оптимизационной задачи имеем расход напыляемого материала G , скорость перемещения плазмотрона V относительно поверхности изделия и шаг напыления S , обеспечивающие минимум остаточных напряжений в системе «покрытие-металлическая основа». Алгоритм определения параметров процесса плазменного нанесения многослойных покрытий повышенной толщины представлен на рис. 2.

На основании предложенной оптимизационной модели разработан программный комплекс [10, 11], позволяющий определять оптимальные режимы и параметры нанесения покрытий повышенной

толщины и заданной пористости на основе многомерной минимизации.

При напылении покрытия большой толщины нанесение очередного слоя приводит к возникновению напряженного состояния, которое уравнивается в верхних слоях покрытия большой толщины и не приводит к увеличению напряженного состояния на границе между покрытием и металлической основой. Это обеспечит возможность нанесения покрытия с большим расходом напыляемого материала, а значит и с большей производительностью.

С целью проверки эффективности разработанной модели проведен расчет оптимальных режимов нанесения покрытия из оксида алюминия на сталь. При этом получены следующие рациональные режимы: $V = 250$ мм/с, $G = 0,4$ г/с.



Рис. 2. Алгоритм определения параметров процесса плазменного нанесения многослойных покрытий повышенной толщины

На рис. 3 представлены результаты численного расчета остаточных напряжений на границе со стальной основой (линия 1) и среднего напряженного состояния в покрытии (линия 2) в

зависимости от расхода напыляемого материала G и скорости перемещения плазмотрона V .

Анализ полученных результатов показывает, что изменение указанных параметров может привести к многократному повышению уровня остаточных напряжений. При этом минимум среднего напряженного состояния в покрытии соответствует минимуму остаточных напряжений в покрытии на границе с основой. Так, наилучшую работоспособность показывают покрытия, которые обладают остаточными напряжениями сжатия.

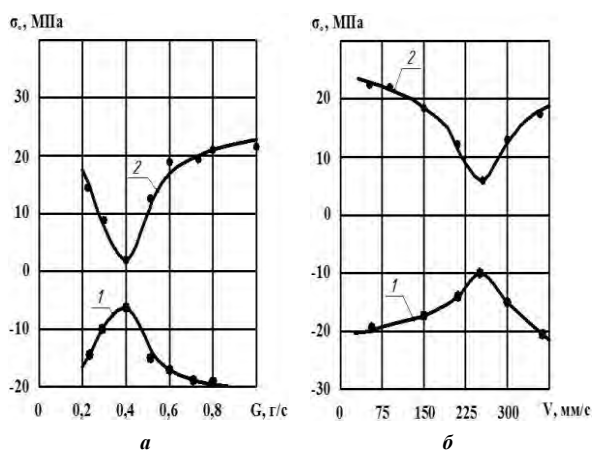


Рис. 3. Результаты расчета остаточных напряжений в покрытии Al_2O_3 на границе со стальной основой (1) и среднего напряженного состояния в покрытии (2) от расхода напыляемого материала G (а) и скорости перемещения плазмотрона V (б): а – при толщине покрытия $h = 0,2$ мм и скорости перемещения плазмотрона $V = 250$ мм/с; б – при толщине покрытия $h = 0,2$ мм и расходе материала $G = 0,4$ г/с

Гарантированное покрытие из Al_2O_3 на стали без подслоя получено толщиной не более 0,5–0,8 мм, а с подслоем из NiCr – 1,0–1,2 мм. При напылении на оптимальных режимах с использованием подслоя из NiCr получено покрытие толщиной более 2,5 мм.

Оптимизация режимов напыления позволила получить покрытия из Al_2O_3 на стали толщиной более чем в 2,5 раза, превосходящие толщины, разработанные по традиционной технологии [2, 3].

В дальнейшем при разработке технологий нанесения износостойких покрытий повышенной толщины при восстановлении деталей плазменным напылением необходимо учитывать режимы их эксплуатации.

Заключение

Снижение уровня остаточных напряжений при их регулировании соответствует повышению

прочности сцепления покрытия при постоянстве среднемассовой температуры частиц в процессе напыления. В свою очередь, режимы напыления (ток, расход и состав плазмообразующего газа) определяются из условия обеспечения среднемассовой температуры частиц, соответствующей максимуму прочности сцепления или заданной пористости. Регулирование остаточными напряжениями в системе «покрытие-металлическая основа» возможно путем управления расходом наносимого материала, скоростью перемещения плазмотрона, предварительным нагревом подложки и ее охлаждением в процессе напыления.

- [1] Кудинов В.В. Нанесение покрытий напылением: теория, технология и оборудование / В.В. Кудинов, Г.В. Бобров. – М.: Металлургия, 1992. – 432 с.
- [2] Пузряков А.Ф. Теоретические основы технологии плазменного напыления / А.Ф. Пузряков. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МГТУ имени Н.Э. Баумана, 2008. – 360 с.
- [3] Пузряков А.Ф. Технологии нанесения защитных и износостойких покрытий повышенной прочности: монография / А.Ф. Пузряков, И.Н. Кравченко, И.К. Соколов [и др.]. – М.: Изд-во «Эко-Пресс», 2013. – 300 с.
- [4] Балдаев Л.Х. Газотермическое напыление / Л.Х. Балдаев, В.Н. Борисов, В.Н. Вахалин [и др.]. – М.: Старая Басманная, 2015. – 539 с.
- [5] Kuznetsov Y.A. Reconditioning and hardening of tillage tools by plasma spraying / Y.A. Kuznetsov, I.N. Kravchenko, V.V. Goncharenko // Journal of Scientific Society of Power Machines. Tractors and Maintenance. – 2016. – Vol. 21. – № 1. – Pp. 41–47.
- [6] Цветков С.В. Численный расчет напряженно-деформированного состояния тел за пределами упругости / С.В. Цветков, И.К. Соколов, В.М. Зурабов // Пути повышения качества и надежности деталей из порошковых материалов: Тезисы докладов научно-технической конференции. – Рубцовск, 1991. – С. 85.
- [7] Кравченко И.Н. Математическое моделирование процесса развития остаточных напряжений при формировании плазменных покрытий / И.Н. Кравченко, А.Ф. Пузряков, Е.М. Бобряшов // Современные наукоемкие технологии. – 2013. – №11. – С. 77–80.
- [8] Кравченко И.Н. Исследования прочности плазменных покрытий повышенной толщины путем регулирования внутренних напряжений / И.Н. Кравченко, М.А. Глинский, А.А. Коломейченко // Вестник ФГОУ ВПО «Московский государственный агроинженерный университет имени В.П. Горячкина». – 2017. – №5 (81). – С. 40–48.
- [9] Зверев Е.А. Оценка уровня остаточных напряжений в плазменных покрытиях / Е.А. Зверев, В.Ю. Скиба, Н.В. Вахрушев, А.К. Гаврилов // Международный научно-исследовательский журнал. – 2017. – №5 (59). – Ч. 3. – С. 42–47.
- [10] Кравченко И.Н. Оптимизация технологических методов нанесения упрочняющих покрытий (TST Optimal Renovation) / И.Н. Кравченко, М.А. Глинский, Т.А. Чеха [и др.] // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2017619328 (RU). – Оpubл. 26.06.2017.
- [11] Кравченко И.Н. Оптимизация технологических режимов нанесения защитных покрытий плазменными методами (TST Plasma Renovation) / И.Н. Кравченко, М.А. Глинский, В.М. Корнеев [и др.] // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2017619358 (RU). – Оpubл. 24.08.2017.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДОМ ИНСТРУМЕНТАЛЬНО ИНДЕНТИРОВАНИЯ И СКЛЕРОМЕТРИИ

К.С. Кравчук¹, Н.А. Воронин¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; kskrav@gmail.com

В работе изучены возможности применения и сопоставления результатов инструментального индентирования и склерометрирования для оценки адгезии слоистых систем типа тонкое твердое покрытие – мягкая подложка. Предложен новый более эффективный метод оценки адгезионной прочности таких слоистых систем на основе использования результатов инструментального индентирования.

Введение

С развитием технологий получения защитных покрытий на основе использования методов воздействия на поверхность высококонцентрированными потоками энергии и вещества широкое применение в качестве функциональных поверхностей получили изделия с тонкими твердыми покрытиями на основе тугоплавких химических соединений. Оценка механических характеристик таких поверхностных слоев и, в частности, адгезионная прочность покрытий в основном осуществляется методами инструментального индентирования и склерометрирования.

Процедуры инструментального индентирования и склерометрирования в ряде случаев предназначены для получения количественных оценок одноименных механических параметров. Значения таких параметров зачастую значительно различаются. Актуально устанавливать корреляцию таких результатов, так как это может привести к расширению возможностей исследователя для более качественной интерпретации физических явлений, происходящих при взаимодействии инструментария с исследуемым изделием. В ряде случаев хорошо известные зависимости, используемые для оценки того или иного параметра качества функциональной поверхности слоистой системы, требуют уточнения, в связи с установлением новых закономерностей в области механики контактного взаимодействия.

Цель работы

Целью работы является разработка нового способа определения адгезионной прочности тонких покрытий, основанного на внедрении в исследуемый образец твердого наконечника (индентора) и использовании результатов теоретического построения диаграммы внедрения. Проведение экспериментальных исследовательских испытаний по инструментальному индентированию и склерометрированию опытных слоистых систем для сопоставления и анализа полученных результатов.

Состояние вопроса

Для оценки адгезионной прочности тонких защитных покрытий методом инструментального индентирования в работе рассмотрены случаи получения отпечатков без нарушения сплошности покрытий и наличия трещин. Характерным признаком

проявления межфазного расслоения является наличие более пологого участка кривой разгрузки в конце кривой разгрузки диаграммы внедрения.

В работе [1] была предложена методика расчёта адгезионной прочности покрытия, в которой используется модель плоской диафрагмы, с закрепленными краями и нагруженной в центре. Эффективную жёсткость K_c отслоившегося покрытия можно вычислить по пологому участку кривой разгрузки.

Для толстых покрытий (> 20 мкм) для оценки адгезионной прочности в работе [1] предлагается следующая зависимость:

$$G_{ind} = \frac{K_c^2}{32\pi^2 h E_1^*}, \quad (1)$$

где E_1^* — приведённый модуль упругости покрытия, h — толщина покрытия.

Метод измерения адгезии тонкого твердого покрытия нанесением царапины проводится следующим образом. На поверхность образца наносят длинную царапину с постоянно возрастающей нагрузкой. Начальная и конечная нагрузка подбирается таким образом, чтобы на участки отслоения покрытия появлялись примерно в середине царапины. Характерным видом разрушения покрытия является скол или отслоение фрагмента покрытия перед индентором. Определяется пороговая нагрузка начала отслаивания F_l и ширина царапины в области, соответствующей началу отслоения w . Регистрация начала отслаивания можно проводить по сигналу акустической эмиссии, по скачкам на диаграммах зависимости сила и глубины от времени или визуально по микроскопическим фотографиям царапины. Регистрируется ширина царапины w в области, соответствующей началу отслоения.

В работе [2] рассмотрена модель разрушения покрытия, в которой предполагается, что отслаивание покрытия происходит под действием тангенциальной силы на поперечное сечение покрытия. Энергия адгезии G при этом определяется следующим выражением:

$$G_{scr} = \frac{1}{2} \frac{1}{E_1 h} \left(\frac{\nu_1 \mu_1 F_1}{w} \right)^2, \quad (2)$$

где F_1 — нормальная пороговая сила начала скалывания покрытия, E_1 , ν_1 — модуль упругости и коэффициент Пуассона покрытия, соответственно, μ_1 — коэффициент трения, h — толщина покрытия.

Материалы и оборудование

Описанные выше методы были опробованы на покрытии из нитрида титана, нанесённом магнетронным способом, на подложку из алюминиевого сплава Д16Т. Толщина покрытия измерялась по ступеньке на границе нанесённого покрытия с помощью оптического профилометра S neox (SENSOFAR, Испания). С помощью нанотвердомера НаноСкан-4D (ФГБНУ ТИСНУМ, Россия) проведены измерения приведённого модуля упругости покрытий и подложек. Характеристики исследуемой слоистой системы: толщина покрытия 1,2 мкм, твердости и модули упругости материала основы 1,25 ГПа, 80 ГПа, материала покрытия 20 ГПа, 350 ГПа. Проведены испытания вдавливанием и нанесением царапин, получены соответствующие диаграммы силы и перемещения. В качестве наконечника использовалась трёхгранная алмазная пирамида типа Беркович.

Решение задачи и обсуждение результатов

Указанная в работе [1] методика расчета адгезионной прочности покрытия, не учитывает упругий прогиб материала подложки (основы) при измерении жёсткости отслоившегося тонкого покрытия. Влиянием подложки можно пренебречь при работе с толстыми покрытиями, когда глубина внедрения наконечника значительно меньше толщины покрытия.

Для определения адгезионной прочности тонких твердых покрытий к подложке методом инструментального индентирования предлагается учесть влияние упругой деформации материала подложки, которые в момент отслоения покрытия уже не участвуют в упругом восстановлении покрытия, как диафрагмы. Для этого предлагается использовать разработанную в работе [3] методику построения модельной диаграммы внедрения.

С этой целью получают экспериментальную диаграмму внедрения, фиксируют значения максимальной нагрузки P_{max} и максимальной глубины внедрения s_{max} при данной нагрузке (рис. 1, кривая 1). Рассчитывают эффективный модуль упругости E_c^* слоистой системы и строят модельную кривую разгрузки (не учитывающую отслаивания покрытия) в диапазоне значений экспериментальных данных по нагрузке (см. рис. 1, кривая 2).

Эффективный приведённый модуль упругости слоистой системы E_c^* рассчитывается по формуле (3).

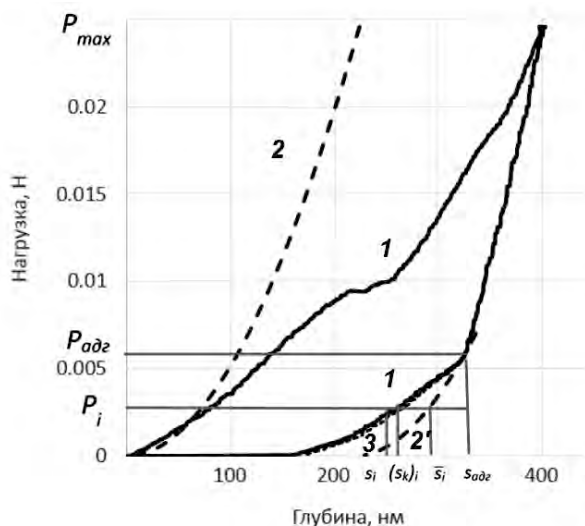


Рис. 1. Диаграмма зависимости силы нагружения от глубины при индентировании в покрытие TiN на подложке Д16Т

$$E_c^* = E_0^* \cdot \Phi^{-\frac{3}{2}}, \quad (3)$$

где Φ — упруго-геометрический параметр, описание и методика расчёта которого приведено в [3]; $E_0^* = E_0 / (1 - \mu_0^2)$ — приведённый модуль упругости материала основы; E_0^* , μ_0 — модуль упругости и коэффициент Пуассона материала основы, соответственно.

Модельные кривые разгрузки диаграмм внедрения материала покрытия и для слоистой системы определяются выражением (4) (см. [3]).

$$P = \left(\frac{2}{\pi \cdot E_i^*} \tan \alpha \right) s^2, \quad (4)$$

где α — эквивалентный угол конуса ($70,3^\circ$ для индентора Берковича); s — глубина внедрения индентора в исследуемый образец, отсчитываемая от поверхности, i — индекс, определяющий природу материала параметра E_i^* : $i=1$ — материал покрытия, $i=c$ — слоистая система. Разница кривых разгрузки (4) между слоистой системой и материалом покрытия определяет кривую разгрузки материала основы в составе слоистой системы.

Модельную кривую разгрузки (см. рис. 1, кривая 2) совмещают с экспериментальной кривой разгрузки путем совпадения значения нагрузки у модельной кривой разгрузки со значением нагрузки P_{max} экспериментальной диаграммы внедрения (см. рис. 1, кривая 2'). Устанавливают значение нагрузки P_{adg} и глубины внедрения s_{adg} , при которых экспериментальная кривая разгрузки начинает резко менять угол наклона (расходится с модельной кривой разгрузки) и рассчитывают значение адгезионной прочности по формуле (5):

$$G_{ind}^* = \frac{K_c^{*2}}{32\pi^2 h E_1^*} \quad (5)$$

где h – толщина покрытия; $E_1^* = E_1 / (1 - \mu_1^2)$ — приведенный модуль упругости материала покрытия, K_c^* — тангенс угла наклона прямой линии, полученной путем линейной аппроксимации кривой упругого деформирования отслоившегося покрытия (кривая 3 на рис. 1).

Кривая 3 на рис. 1 получается путем вычитания из экспериментальной кривой разгрузки 1 в зоне отслаивания, кривую, описывающую упругую деформация материала основы в составе слоистой системы.

В табл. 1 приведены результаты измерения энергии адгезии по формуле (3) G_{ind} и (7) G_{ind}^* для покрытия нитрида титана на подложке Д16Т.

Разница между G_{ind} и G_{ind}^* небольшая (около 10 %), что связано с небольшой глубиной внедрения наконечника (около 0,4 мкм) при котором наблюдалось отслоение покрытия по сравнению с толщиной покрытия, равной 1,2 мкм. Характерной кривой отслоения покрытия на большей глубине не наблюдалось вероятно из-за образования трещин и разрушения покрытия, при которой оно перестает работать как упругая мембрана.

При определении адгезионной прочности методом царапания на покрытии наблюдается скол перед индентором (рис. 2). Для расчета адгезии используем формулу (2).

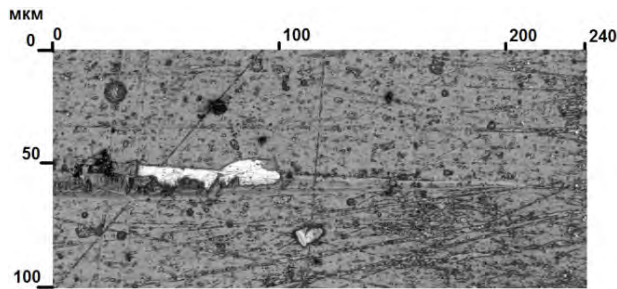


Рис. 2. Участок начала отслаивания покрытия на царапине с переменной нагрузкой для покрытия TiN на подложке Д16Т

В табл. 1 приведены измеренные параметры покрытий: толщина, пороговая нагрузка скалывания покрытия, ширина царапины перед скалыванием покрытия, энергия адгезии покрытия G_{scr} .

Таблица 1. Расчёт адгезии покрытия

Материал покрытия	h , мкм	F_{c2} , Н	w_{c2} , мкм	G_{scr}	G_{ind}^*	G_{ind}
TiN	1,2	0,22	7,6	3,9	10,5	11,3

Метод измерения адгезии по царапине дал значение меньше, чем для инструментального индентирования. Это может быть связано с высокими остаточными напряжениями внутри покрытия, которые, как известно, [4] уменьшают пороговую

нагрузку разрушения. Остаточные напряжения в покрытиях нитрида титана, получаемых вакуумными ионно-плазменными методами, могут сильно меняться в зависимости от условий производства и согласно литературным лежат примерно в диапазоне от 500 до 4500 МПа [2,5-6].

Используя полученные в работе данные по адгезионной прочности покрытия TiN методами индентирования и склерометрирования и полагая, что они по величине должны быть равны, разница в значениях этих величин позволяет оценить уровень остаточных напряжений в исследуемом покрытии. Применяя формулу (6) из работы [1] можем оценить уровень остаточных напряжений в покрытии:

$$K_c = 4\pi\sigma_i h. \quad (6)$$

Остаточные напряжения сжатия в покрытии составили порядка 1000 МПа.

Выводы

Предложен новый метод определения адгезии покрытий методом инструментального индентирования, учитывающий упругие свойства подложки, что повышает точность измерения адгезии тонких покрытий. Совмещение двух методов измерения адгезии позволяет, дополнительно оценить величину и вид остаточных напряжений, создаваемых технологией их получения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №075-15-2019-045 от 03.06.2019г, проект RFMEFI60717X0166.

1. Wei P.J., Liang W.L., Ai C.F., Lin J.F. A new method for determining the strain energy release rate of an interface by force-depth data of nanoindentation tests. // Nanotechnology. 2009. V.20. P.1-7.
2. Attar F., Johannesson T. Adhesion evaluation of thin ceramic coatings on tool steel using the scratch testing technique // Surf. Coatings Technol. 1996. Vol. 78, №1-3. P.87-102.
3. Воронин Н.А. Моделирование диаграммы внедрения для топокомполитов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 57 – 65.
4. Bull S.J., Rickerby D.S., Matthews A. etc. The use of scratch adhesion testing for the determination of interfacial adhesion—The importance of frictional drag. // Surf Coat Technol. 1988. V.36. P.503-17.
5. Andersons J., Tarasovs S., Leterrier Y. Evaluation of thin film adhesion to a compliant substrate by the analysis of progressive buckling in the fragmentation test. // Thin Solid Films. 2009. V.517. P.2007-2011.
6. Dejun Kongand etc. Interfacial Bonding Strength of TiN Film Coated on Si3N4 Ceramic Substrate // J. Mater. Sci. Technol. 2007. V.23. №.4. P.487-490.

АЛГОРИТМ И ПРОГРАММНАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ КИНЕМАТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА МЕХАНИЗМА ТИПА ВСЦВ НА ОСНОВЕ ЕГО СТРУКТУРНЫХ СВОЙСТВ

Н.Н. Крохмаль

Курганский государственный университет, Курган, Россия; kroknn@yandex.ru

Представлен новый быстродействующий алгоритм кинематического анализа пространственного рычажного механизма типа ВСЦВ и его программная реализация. Алгоритм основан на использовании уравнений, описывающих структурные свойства механизма – его инвариантные параметры. При проведении анализа естественным образом устанавливаются варианты сборки механизма и области их существования.

Введение

В известных подходах выполнения кинематического анализа механизма ВСЦВ не решены проблемы выбора начальных приближений для решения уравнений, определения вариантов сборки механизма и области существования той или иной сборки, это приводит к большому времени расчёта и к ошибкам в расчётах.

Для преодоления указанных трудностей разработан алгоритм, реализованный в стандартном инженерном ПО – пакете MathCad.

Расчётная схема

Для решения поставленной задачи примем за основу расчётную схему механизма, показанную на рис. 1.

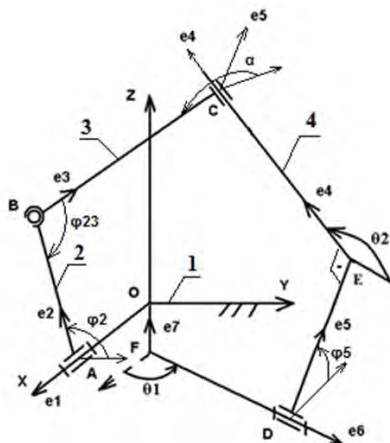


Рис. 1. Расчётная схема механизма

На схеме обозначены: A, D – вращательные кинематические пары, B – сферическая кинематическая пара, C – цилиндрическая кинематическая пара. E – точка перегиба звена 4. Рассматриваемый механизм характеризуется конструктивными постоянными линейными и угловыми параметрами: размерами стойки 1 ($OA=11, FD=16, FO=17, \theta_1$), размерами подвижных звеньев 2 ($AB=12$), 3 ($BC=13$) и 4 ($EC=14, DE=15, \theta_2$).

Для построения алгоритма кинематического анализа применён векторный метод, но используются при этом непосредственно уравнения физических связей между звеньями механизма [1], а не векторные рекуррентные формулы как в работе [2].

Выберем в качестве входного звена – звено 4. Примем его угол поворота вокруг оси, определяемой ортом e_6 , за обобщённую координату. В этом случае при решении задачи о положениях механизма требуется определить абсолютные положения ортов звеньев $e_2 - e_4$ и переменную длину l_4 (отрезок EC), в зависимости от обобщённой координаты φ_5 , задающей положение орта 5 в указанной на рис. 1 системе координат.

Математическая модель механизма

Механические связи определяются постоянными конструктивными параметрами механизма, указанными выше и описываются следующими уравнениями в выбранной системе координат.

Известный постоянный орт e_6 :

$$e_6 = \begin{pmatrix} e_{6x} \\ e_{6y} \\ e_{6z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta_1 \\ \sin\theta_1 \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (1)$$

Известный постоянный орт e_7 :

$$e_7 = \begin{pmatrix} e_{7x} \\ e_{7y} \\ e_{7z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Ортогональность ортов e_5 и e_4 :

$$e_{5x}e_{4x} + e_{5y}e_{4y} + e_{5z}e_{4z} = 0. \quad (3)$$

Ортогональность неизвестных переменных ортов e_3 и e_4 :

$$\begin{cases} e_{3x}e_{4x} + e_{3y}e_{4y} + e_{3z}e_{4z} = 0; \\ e_{3x}^2 + e_{3y}^2 + e_{3z}^2 = 1; \\ e_{4x}^2 + e_{4y}^2 + e_{4z}^2 = 1. \end{cases} \quad (4)$$

Скрещивание орта e_6 с ортом e_4 под углом θ_2 :

$$\begin{cases} e_{4x}\cos\theta_1 + e_{4y}\sin\theta_1 = \cos\theta_2; \\ e_{4x}^2 + e_{4y}^2 + e_{4z}^2 = 1. \end{cases} \quad (5)$$

Ортогональность ортов e_5 и e_6 :

$$e_{5x} \cos \theta_1 + e_{5y} \sin \theta_1 = 0. \quad (6)$$

Ортогональность ортов e_2 и e_1 :

$$e_2 = \begin{pmatrix} e_{2x} \\ e_{2y} \\ e_{2z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \cos \varphi_2 \\ \sin \varphi_2 \end{pmatrix}. \quad (7)$$

Уравнение замкнутого векторного контура звеньев механизма в проекциях на координатные оси:

$$\begin{cases} l_1 e_{1x} + l_3 e_{3x} + l_4 e_{4x} + l_5 e_{5x} + l_6 \cos \theta_2 = 0; \\ l_2 \cos \varphi_2 + l_3 e_{3y} + l_4 e_{4y} + l_5 e_{5y} + l_6 \sin \theta_1 = 0; \\ l_2 \sin \varphi_2 + l_3 e_{3z} + l_4 e_{4z} + l_5 e_{5z} + l_7 = 0. \end{cases} \quad (8)$$

Преобразование уравнений связей к виду, необходимому для расчётов

Для создания эффективного алгоритма преобразуем уравнения к виду, для которого выбор начальных приближений при численном решении является вполне определённым и стандартным. Далее построим последовательность решения уравнений, где на каждом шаге решения количество уравнений и, следовательно, неизвестных параметров было бы минимальным. С этой целью выполним следующие преобразования математической модели механизма.

1. Проекция орта e_5 на координатные оси в результате двойного проецирования уравнения (6) выражаются аналитически следующим образом:

$$e_5 = \begin{pmatrix} e_{5x} \\ e_{5y} \\ e_{5z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\sin \theta_1 \cos \varphi_5 \\ \cos \theta_1 \cos \varphi_5 \\ \sin \varphi_5 \end{pmatrix}. \quad (9)$$

2. Для определения орта e_4 составим из уравнений (4) и (5) систему уравнений связей:

$$\begin{cases} e_{5x} e_{4x} + e_{5y} e_{4y} + e_{5z} e_{4z} = 0; \\ e_{4x} \cos \theta_1 + e_{4y} \sin \theta_1 = \cos \theta_2; \\ e_{4x}^2 + e_{4y}^2 + e_{4z}^2 = 1. \end{cases}$$

Суть задачи состоит в определении проекций неизвестного орта, образующего заданные углы с двумя известными ортами [3, 4]. Получены унифицированные выражения для определения проекций неизвестного вектора, которые являются явными, аналитическими и стандартными.

В данном случае проекции орта e_4 на координатные оси вычисляются по формулам:

$$e_{4x} = -\frac{p}{2} \pm \varepsilon \chi \sqrt{\frac{p^2}{4} - q}; \quad (10)$$

$$e_{4y} = k_1 + k_2 e_{4x}; \quad (11)$$

$$e_{4z} = k_3 - k_4 e_{4x}, \quad (12)$$

где $\varepsilon = \pm 1$ – сигнатура, задаваемая при расчёте в качестве исходного параметра, учитывает вариант сборки механизма;

$\chi = \chi(e_5, e_6)$ – сигнатура, автоматически учитывающая и исправляющая самопроизвольный переход расчёта с одного варианта сборки на другой в особых положениях механизма;

$p = p(e_5, e_6)$, $q = q(e_5, e_6)$, $k_1 = k_1(e_5, e_6)$, $k_2 = k_2(e_5, e_6)$, $k_3 = k_3(e_5, e_6)$, $k_4 = k_4(e_5, e_6)$ – аналитические выражения коэффициентов для стандартного решения исходной системы уравнений связей.

3. Из первого уравнения системы (8) выразим явно линейный параметр l_4 . Подставим l_4 во второе и третье уравнения системы (8). Возведём полученные уравнения в квадрат и сложим. После алгебраических преобразований и упрощений получим следующее аналитическое явное выражение:

$$l_2^2 = (e_{3y} l_3 + b e_{3x} + a)^2 + (e_{3z} l_3 + d e_{3x} + c)^2, \quad (13)$$

где коэффициенты $a = a(l_1, l_5, l_6, e_4, e_5, e_6)$, $b = b(l_3, e_4)$, $c = c(l_1, l_5, l_6, l_7, e_4, e_5, e_6)$, $d = d(l_3, e_4)$ являются явными аналитическими выражениями, зависящими от указанных параметров механизма.

4. Выразим орт e_3 через орты e_4 , e_5 и переменный угол α , который задаёт положение звена 3 относительно загиба EC звена 4 (рис. 1). Для этого составим следующую систему уравнений связей

$$\begin{cases} e_{3x} e_{4x} + e_{3y} e_{4y} + e_{3z} e_{4z} = 0; \\ e_{3x} e_{5x} + e_{3y} e_{5y} + e_{3z} e_{5z} = \cos \alpha; \\ e_{3x}^2 + e_{3y}^2 + e_{3z}^2 = 1. \end{cases} \quad (14)$$

Для решения системы уравнений воспользуемся унифицированным расчётным модулем (10) – (12).

5. Подставим выражения для проекций орта e_3 в систему (14). В результате получим алгебраическое уравнение, удобное для численного определения $\cos \alpha$.

$$l_2^2 = (U_2 l_3 + b U_1 + a)^2 + (U_3 l_3 + d U_1 + c)^2, \quad (15)$$

где коэффициенты $U_1 = U_1(e_4, e_5, e_3, \cos \alpha)$, $U_2 = U_2(e_4, e_5, e_3, \cos \alpha)$, $U_3 = U_3(e_4, e_5, e_3, \cos \alpha)$ являются явными аналитическими функциями от указанных параметров. Один из параметров, а именно $\cos \alpha$, является неизвестным. То есть уравнение (15) является неявным уравнением относительно параметра $\cos \alpha$.

Численное решение уравнения (15) выполняется с помощью стандартной процедуры в пакете *Mathcad*. Разработанный алгоритм предполагает задание в качестве исходных для расчёта данных сигнатуру коэффициента ε в формуле (10) в начальном положении механизма. Комбинация сигнатур определяет число возможных вариантов расчёта (сборок) механизма, представленных в таблице 1. В таблице 1 приняты обозначения:

ε_4 – значение коэффициента ε в формуле (10) при расчёте значений орта e_4 ;

ε_3 – значение коэффициента ε в формуле (10) при расчёте значений орта e_3 ;

$\cos\alpha_0$ – начальное приближённое значение косинуса угла α в начальном положении механизма. В качестве начальных приближений целесообразно выбрать экстремальные значения функции косинуса. Для данной оптимизированной математической модели механизма разработан алгоритм его кинематического анализа.

Таблица 1. Комбинация сигнатур – варианты расчёта(сборок) механизма

Вариант	1	2	3	4	5	6	7	8
ε_4	+1	+1	+1	+1	-1	-1	-1	-1
ε_3	+1	+1	-1	-1	+1	+1	-1	-1
$\cos\alpha_0$	+1	-1	+1	-1	+1	-1	+1	-1

Пример кинематического анализа механизма

Для сравнительного расчёта численные значения исходных данных – параметров механизма взяты из работы [5]: $l_1 = 1,5$; $l_2 = 3,5$; $l_3 = 4,8$; $l_5 = 2,5$; $l_6 = 6,5$; $l_7 = 3$; $\theta_1 = 35^\circ$; $\theta_2 = -210^\circ$. Длины звеньев даны в относительных безразмерных единицах. Кинематический анализ механизма показал, что результаты расчётов вариантов 1 – 2 (таблица 1) совпадают, 5 – 6 совпадают, 7 – 8 совпадают. Варианты расчётов 3 – 4 не дают результатов. Таким образом существуют три варианта сборки механизма при данных размерах механизма. Расчётные параметры этих сборок в начальном положении приведены в таблице 2.

Таблица 2. Численные результаты расчётов

Признак сборки	β_0	β	$\cos\alpha_0$	l_4	φ_2
M=1	260°	$0\dots236^\circ$	$15,85^\circ$	8,4	$180,1^\circ$
M=-1	270°	$0\dots110^\circ$	$0,00^\circ$	3,8	348,5
M=1	100°	$0\dots270^\circ$	$147,35^\circ$	5,1	103,1

Графики изменения углового положения звена 2 для трёх вариантов сборки приведены на рис. 2, а графики изменения длины звена 4 приведены на рис. 3. Время расчёта одного варианта сборки – несколько секунд. Как оказалось, результаты расчётов не совпадают с данными из работы [5]. В указанной работе

вопрос о вариантах сборки, как и сам алгоритм не рассматривался. В связи с этим обстоятельством был построен механизм, приведённый на рис. 4, с заданными относительными размерами звеньев,

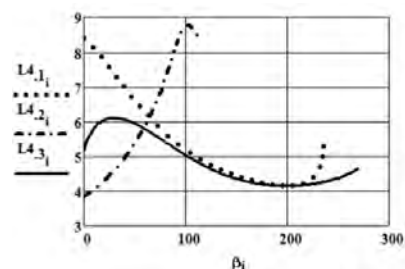


Рис. 2. Графики изменения углового положения звена 2 для сборок механизма

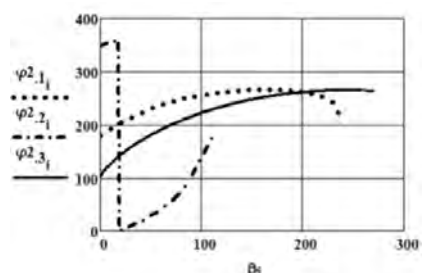


Рис. 3. Графики изменения длины звена 4 для сборок механизма

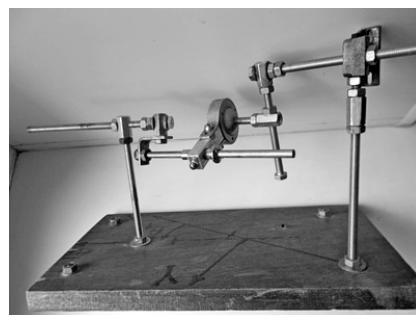


Рис. 3. Фото построенного механизма

Результаты натурных испытаний механизма полностью совпадают с расчётными, приведёнными в таблице 2.

1. Турлапов В. С. Геометрические основы моделирования кинематики пространственных рычажных механизмов: Дис. д-ра техн. наук. М. 2002. 222 с.
2. Пейсах Э.Е. Структура и кинематика пространственных рычажных механизмов. С.-Петербургский гос. ун-т технологии и дизайна. СПб.: 2004, 212 с.
3. Овакимов А. Г. Погрупная форма решения задачи о положениях пространственных механизмов // Механика машин. М.: Наука, 1974. Вып. 46. С.83 – 95.
4. Крохмаль Н. Н. Алгоритм и программная реализация кинематического анализа пространственного механизма типа ВЦЦ на основе особенностей его структурных свойств // Вестник машиностроения. 2018. №2 . С.3 –9.
5. Jung-Fa Hsieh Numerical analysis of displacements in spatial mechanisms with spherical joints utilizing and an extended D-H notation. Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering, 2010. V. 34, No. 3–4, P. 417-431.

ОЦЕНКА РЕСУРСА ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ СОПРЯЖЕНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ В СВЯЗИ С ВИДОМ ЗАВИСИМОСТИ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ОТ НАГРУЗКИ

Л.И. Куксенова¹, С.А. Поляков^{1,2}, Е.М. Кулешова², И.А. Хренникова¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; serpol50z@rambler.ru

²Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Россия; kuleshova.em@mail.ru

В работе представлен обзор традиционных методов оценки интенсивности изнашивания. Предложен метод оценки интенсивности изнашивания, учитывающий влияние пленкообразующих смазочных материалов. Показаны результаты испытаний на возвратно-поступательной машине трения по определению интенсивности изнашивания и результаты сравнительных износных испытаний по определению зависимости интенсивности изнашивания от давления в контакте червячной пары.

Введение

Основной причиной выхода из строя изделий машиностроения является изнашивание сопряжений скольжения, входящих в состав этих изделий. Наиболее распространенные узлы с подобными сопряжениями — это подшипники скольжения, шарниры, направляющие. Основной вид зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки имеет, как правило, степенную форму [1], а ее наиболее простой вариант имеет вид:

$$J = \kappa P^m, \quad (1)$$

где J — интенсивность изнашивания; κ — размерный коэффициент, характеризующий механические и геометрические свойства изнашиваемой детали, например, $\kappa = A_{ном} / 2\pi r HBn$, пронормированный на длину пути трения, где A — площадь контакта, r — средний радиус закругления шероховатости, HB — твердость, n — характеристика пластичности, P — отношение нормальной нагрузки к номинальной площади контакта (среднее номинальное давление), m — показатель степени, учитываемый в случае нелинейности зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки. В тех случаях, когда реализуется данная закономерность, влияние смазочного материала проявляется слабо, как правило, через значение показателей n и m . Оценка ресурса T в подобных случаях осуществляется через использование формулы (1) в уравнении для расчета ресурса [1], например,

$$T = (P / Jv),$$

где v — скорость относительного скольжения, P — предельный износ.

В этом случае критическая и максимально допускаемая нагрузка определяются через ресурс T , исчерпание которого происходит тем быстрее, чем выше нагрузка и соответствующая интенсивность изнашивания по достижению предельного износа P . Подобный расчет делается в предположении, что приработка закончилась и интенсивность изнашивания постоянна, причем предпочтительнее значение J определить экспериментально. Указанные закономерности распространяются на такие узлы как шар-

ниры цепных передач, винт – гайка скольжения, направляющие, шлицевые соединения и др. Общая форма зависимости интенсивности изнашивания от ряда эксплуатационных факторов имеет более сложный вид, включающий скоростные, температурные, физико-химические и другие факторы. Для оценки ресурса используются, как правило, значения интенсивности изнашивания, полученные экспериментально, а в расчетах деталей используются экспериментально обоснованные максимально допустимые нагрузки. Аналогичный расчет ресурса проводился не только для опор скольжения, но и таких сопряжений как червячное зацепление [2]. При этом, зная интенсивность изнашивания и предельное значение величины износа, можно определить ресурс червячной передачи

$$T = \Pi / (2vGn_2J), \quad (2)$$

где Π — величина предельно допустимого износа зубьев колеса, v — полуширина площадки контакта по Герцу, n_2 — частота вращения колеса, G — геометрический параметр червячной передачи, который в сочетании с n_2 дает скорость скольжения и определяется по формуле

$$G = (qU) / (Z_2 \sin \alpha_t \cos \beta \cos \gamma_w),$$

где q — коэффициент диаметра червяка, U — передаточное отношение, Z_2 — число зубьев колеса, α_t — угол профиля в торцовой плоскости (принимается равным 20°), γ_w — угол подъема винтовой линии червяка на начальном цилиндре (в диапазоне от 2° до 42° , типичное значение — 28°), β — угол между касательной к линии контакта и вектором скорости скольжения в полюсе зацепления. Подобное положение было использовано в работе [3], где расчет ресурса проводился при определении интенсивности изнашивания по формуле (3). Влияние таких параметров, как вязкость масла, микрогеометрические свойства рабочих поверхностей и другие параметры, в определенной степени учтены коэффициентами K_u и m

$$J = K_u [P / HB_2]^m, \quad (3)$$

где P — контактное давление (по Герцу); HB_2 — твердость по Бринеллю материала зубчатого венца червячного колеса; K_n и m — коэффициент интенсивности изнашивания и, соответственно, показатель степени в зависимости (3) — экспериментально устанавливаемые коэффициенты. Однако подобное положение сохраняется только до того момента, пока толщина пленки смазочного материала остается в пределах граничной или смешанной смазки. Положение меняется в двух случаях: когда образуется гидродинамическая пленка или, когда на поверхности трения формируется пленка из продуктов смазочного материала, достигающая величины не менее долей микрона, что характерно для наномодифицированных или коллоидных смазочных материалов [4]. Тогда зависимость J от давления представляет собой параболу со смещенным относительно начала координат минимумом, причем величина смещения по оси давления (p) указывает на область давления P_0 , в окрестностях которого пленкообразование проходит критическое значение давления, выше которого по мере роста давления процесс пленкообразования оказывается все более затрудненным. Предложенная зависимость имеет вид

$$J = k(P - P_0)^m,$$

где величина P_0 имеет смысл критического давления пленкообразования, а увеличение значения этой величины расширяет зону изнашивания с высокой износостойкостью. Следует подчеркнуть, что интерпретация величины P_0 может быть предложена на основе представления о «втором минимуме» коэффициента трения, данном в работе [4]. Имеется в виду, что «первый минимум» образуется на зависимости коэффициента трения от нагрузки для смазываемого сопряжения в области критического значения параметра Зоммерфельда — при переходе от гидродинамического типа смазки к смешанному типу. При дальнейшем увеличении нагрузки на контакт, в случае, если смазочный материал является пленкообразующим, вновь образующаяся из хемосорбирующихся активных составляющих смазочного материала пленка ведет себя аналогично вязкой гидродинамической смазке, но с большей вязкостью. В результате минимум возникает повторно, но при большей нагрузке [4]. Таким образом, механизм образования «второго минимума» для интенсивности изнашивания в случае с наномодифицированными смазочными материалами следует за закономерностью для коэффициента трения.

Результаты испытаний

Для оценки правильности модели проводились лабораторные испытания на возвратно-поступательной машине трения по методике ГОСТ 23.224-86 с образцами, имитирующими червяк (сталь, нижний образец) и зуб червячного колеса (бронза, верхний образец). Для учета достаточно малых изменений размеров поверхности трения ис-

пользовался метод профилографирования также по ГОСТ 23.224-86. Результаты представлены на рис.1 и рис.2.

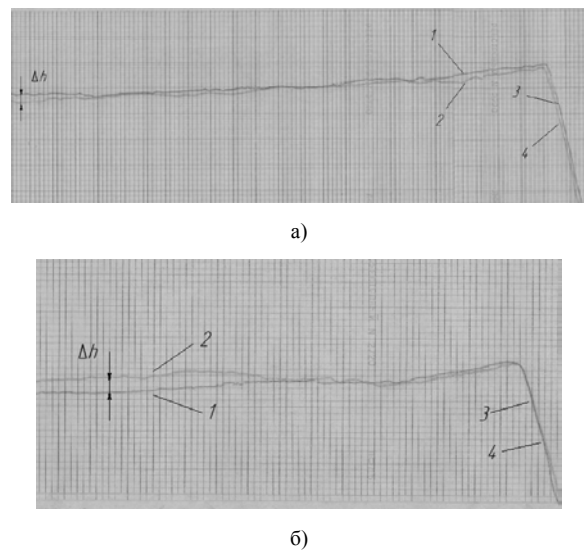


Рис. 1. Рис. 1 Профилограммы поверхности образца Б65: а)1 — поверхность после нагрузки 3,3 МПа; 2 — поверхность после нагрузки 5 МПа, без добавки. б)1 — поверхность после нагрузки 1,6 МПа, 2 — поверхность после нагрузки 5 МПа, с добавкой «Стрибойл». 3, 4 — метки на свободных от трения поверхностях образца, обеспечивающие воспроизводимость трассы профилографирования, Δh — разница высот средних линий профиля до и после изнашивания

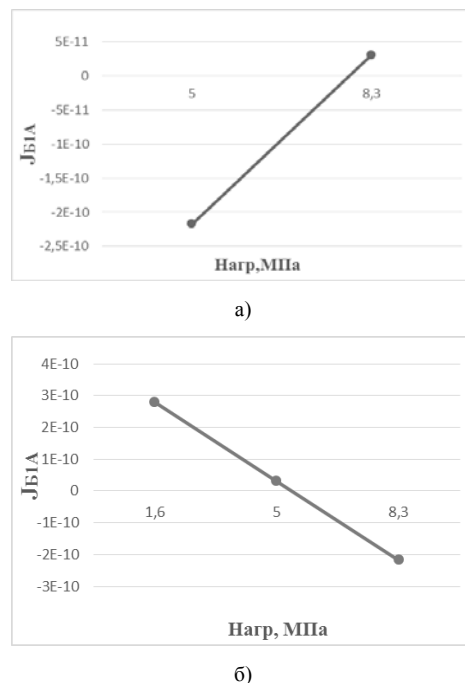


Рис. 2. Типичная зависимость интенсивности изнашивания от нагрузки: (а) на масле без добавки; б) на масле с добавкой «Стрибойл».

Результаты стендовых износных испытаний представлены на рис.3.

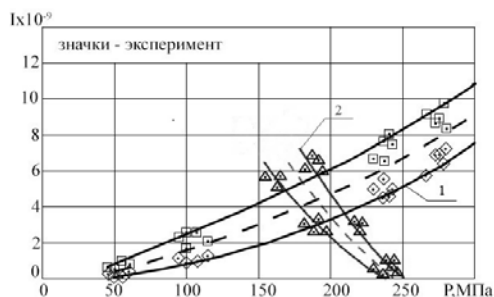


Рис. 3. Зависимость интенсивности изнашивания от давления в контакте червячной пары: 1 — диапазон значений, получаемый при использовании штатного масла ТМ-5-18; 2 — диапазон значений, получаемый при использовании того же масла с добавкой «Стрибойл».

По полученным данным интенсивности изнашивания оценивался ресурс. Расчет ресурса проводится с использованием понятия «предельный износ», который определялся по методике [3]. Очевидно, что ресурс по формуле (2) обратно пропорционален интенсивности изнашивания, поэтому уменьшение этой величины ведет к пропорциональному росту ресурса, то есть в рассмотренном случае на два порядка.

Выводы

Использование наномодифицированного смазочного материала привело к изменению вида зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки, а именно, к падению интенсивности изнашивания с ростом нагрузки до определенного предела. Данное явление позволяет существенно расширить ресурсные возможности ряда сопряжений, в частности, червячных передач, что подтверждают экспериментальные данные.

1. Детали машин. Под ред. О.А. Ряховского.— М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014.520 с
2. Павлов В.Г. Ресурс работы червячной передачи по критерию износа //Проблемы машиностроения и надежности машин. 2005. №5. С.44-48.
3. Андриенко Л.А., Вязников В.А. Ресурс работы червячной передачи по критерию изнашивания // Известия вузов. Машиностроение. — 2011. — №4. — С.3–6.
4. Поляков С.А. Самоорганизация при трении и эффект безызносности. Монография. М.: Изд-во РГАУ-МСХА.2009. 108с.

МОДЕРНИЗАЦИЯ МАШИНЫ ТРЕНИЯ ИИ 5018

О.И. Кулаков^{1,2}, А.Ю. Албагачиев¹

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; oleg.kulakov@hotmail.com

²Российский технологический университет - МИРЭА, Москва, Россия

Работа описывает проведение модернизации приборной стойки машины трения ИИ 5018 для её соответствия современным требованиям. С помощью разработанного блока нормирования и внешнего АЦП сигналы с датчиков приводятся в унифицированный вид и передаются на компьютер для дальнейшей обработки. Разработанная схема позволяет измерять трибологические свойства испытуемых материалов цифровом виде с большей скоростью и точностью.

Цель

Машина трения ИИ 5018 предназначена для испытания материалов и изучения процессов трения и износа металлов, сплавов, жёстких конструкционных пластмасс и композитов как в условиях смазки, так и сухого трения. Машина ИИ 5018 комплектуется двумя аналоговыми устройствами регистрации типа А682 для записи сигналов с датчика момента трения и термопары на бумажный носитель. Устройства А682 не отвечают современным требованиям и не позволяют обрабатывать регистрируемые параметры в удобном виде. Замена этих самописцев на более современное решение является актуальной задачей.

Подходы к модернизации

Одним из вариантов модернизации машины трения ИИ 5018 и её более старого аналога 2070 СМТ-1 является полная замена комплектной приборной стойки на новую схему, выполненную на современной элементной базе [1].

Другой подход заключается в оцифровке показаний только с датчика момента трения с помощью схемы на современных компонентах, при этом остальная часть электрической схемы остается практически неизменной [2].

Авторами предложен ещё один путь модернизации машины трения этого типа – полное сохранение функциональности комплектного блока управления с преобразованием измеряемых параметров во внешних блоках.

Нормирование сигналов

Машина ИИ 5018 оснащена бесконтактным индуктивным датчиком момента трения и датчиком величины нагружения образца. Электрическая схема уже предусматривает вывод сигнала момента трения с блока сравнения, величина сигнала составляет 0 - 10 мВ. Заводская схема не предусматривает регистрацию величины нагружения образца, поэтому дополнительно был выведен сигнал с датчика нагружения, величина сигнала составляет 0 - 6,5 В. Дополнительно был установлен блок нормирования для сигнала с термопар типа хромель-алюмель и хромель-копель.

Нормирование сигналов с датчиков производится прецизионными инструментальными усилителями. Этот класс усилителей разработан специ-

ально для использования в измерительном оборудовании, его отличительными особенностями являются малое входное смещение, температурный дрейф, собственный шум и входной ток, а также высокий коэффициент усиления, регулируемый одним внешним резистором, высокий коэффициент ослабления синфазного сигнала и высокие входные сопротивления. Принципиальная схема блока нормирования одного канала приведена на рис. 1, фото изготовленной платы приведено на рис. 2.

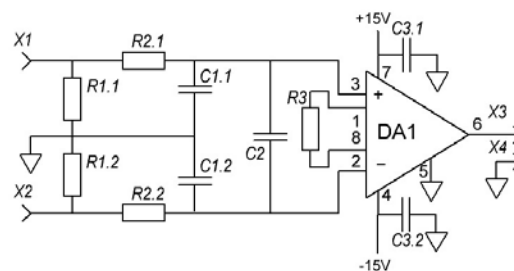


Рис. 1. Принципиальная схема одного канала блока нормирования

Сигнал с датчиков поступает на вход схемы, где через резистивные цепи происходит сток токов смещения на землю и уменьшение синфазной помехи, после чего подаётся на вход инструментального усилителя через фильтр высоких частот для устранения влияния электромагнитных помех на точность измерения. Все сигналы нормируются относительно нулевой точки блока питания схемы. Установка нулевого уровня сигналов датчиков осуществляется потенциометрами на приборной стойке машины трения.

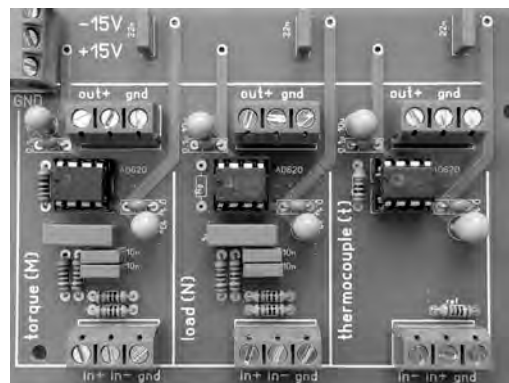


Рис. 2. Печатная плата с блоками нормирования

Нормированные сигналы передаются на входы аналого-цифрового преобразователя цифрового многоканального самописца ADClab S-Recorder-E.

Для защиты от электромагнитных помех все сигнальные кабели между машиной трения, блоком нормирования и АЦП выполнены экранированными.

Пределы допускаемых значений основной погрешности по показаниям для устройств А682 составляют 0,71%, для разработанной системы – 0,25%.

Обработка данных

Комплетное программное обеспечение самописца позволяет вводить поправочные коэффициенты для каждого измерительного канала. Рассчитанные коэффициенты включают в себя коэффициенты усиления в блоках нормирования (с учётом точного значения сопротивления задающего резистора, задающего коэффициент усиления инструментального усилителя), а также формулы для перевода напряжения в соответствующие физические величины (Н, Н*м, °С). Графики пересчёта напряжений в физические величины показаны на рис. 3 - 5.

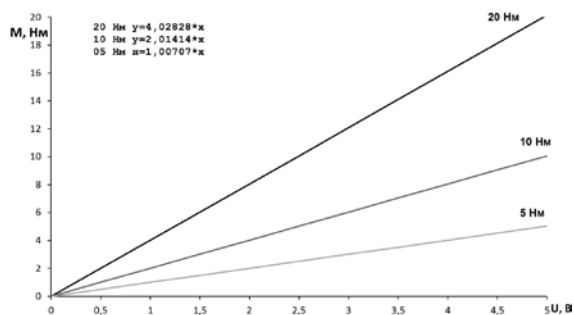


Рис. 3. График пересчёта для момента трения

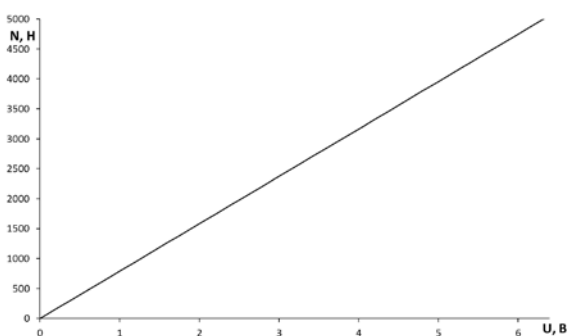


Рис. 4. График пересчёта для нагрузки

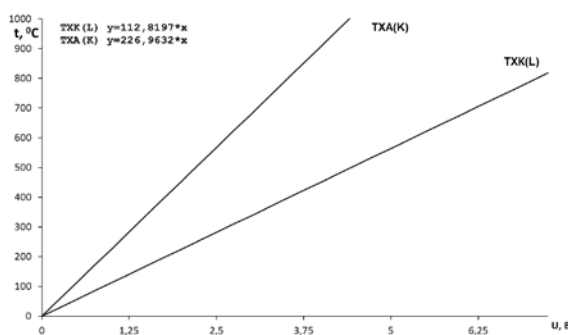


Рис. 5. График пересчёта для температуры

Таким образом, программное обеспечение позволяет сразу выводить текущие значения измеряемых величин на экран компьютера. Все данные эксперимента сохраняются в файл для дальнейшей обработки. Примеры полученных данных показаны на рис. 6 – 8.

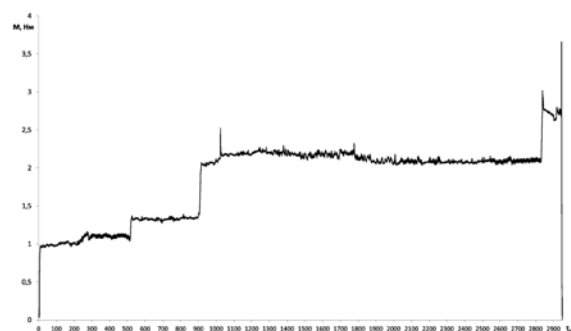


Рис. 6. Пример графика измерения момента трения

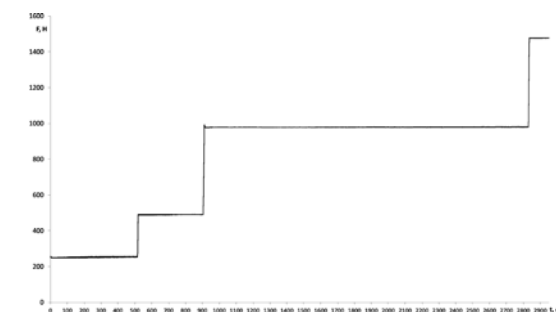


Рис. 7. Пример графика измерения нагрузки

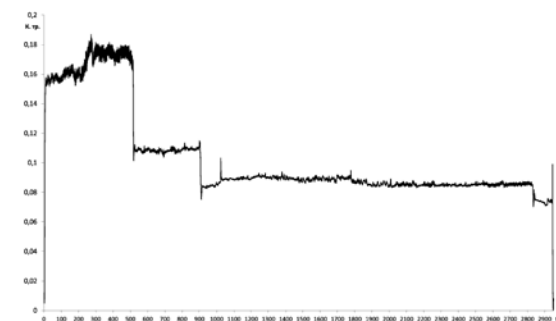


Рис. 8. Пример графика измерения коэффициента трения

Результаты

Разработанная система нормирования и регистрации повышает эффективность использования машины трения ИИ 5018, обеспечивает большую точность и скорость измерения трибологических свойств, позволяет заметно упростить обработку результатов эксперимента.

1. Королёв О.А., Ильиных С.А. Автоматизация и модернизация испытательного оборудования для исследования процессов абразивного изнашивания и ударной вязкости. // Сварка. Реновация. Триботехника. Тезисы докладов VIII Уральской научно-практической конференции, Нижний Тагил, Нижнетагильский технологический институт. - Екатеринбург: УрФУ, 2017. С.124—126.
2. Даровской Г.В., Буракова М.А., Поляков В.Н., Кротов В.Н. Исследование фрикционных свойств высокотяговых масел. Ростов-на-Дону: РГУПС. 2017. 88с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВОРОТА УСТАЛОСТНОЙ ТРЕЩИНЫ НА СКОРОСТЬ ЕЁ РОСТА В КРЕСТООБРАЗНОМ ОБРАЗЦЕ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА

А.В. Кулемин

Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н.Е. Жуковского, г. Жуковский, Россия;
aleksandr.kulemin@tsagi.ru

Испытаны на скорость роста трещин усталости (СРТУ) два одинаковых крестообразных образца с прокатками LT и TL при циклическом однофазном двухосном нагружении. Материал образцов – алюминиевый сплав 2024Т3 (лист 2 мм). Рассматриваются несколько подходов решения задачи разрушения смешанного типа. Даны рекомендации, какой подход получения суммарного КИН более точный для данного материала.

Цель

Разработка рекомендаций по расчёту скорости роста трещин в тонкостенных металлических материалах в условиях двухосного нагружения.

Объект испытаний и методы исследования

Проведены испытания на СРТУ двух одинаковых крестообразных образцов с прокатками LT (направление металлических волокон полуфабриката образца параллельно направлению приложения нагрузки P_1 и перпендикулярно начальному надрезу) и TL (направление металлических волокон полуфабриката образца перпендикулярно направлению приложения нагрузки P_1 и параллельно начальному надрезу) при двухосном нагружении. На рис. 1 представлен эскиз крестообразного образца. Габаритные размеры 1200×1200 мм. Длина начального надреза $2a_0=150$ мм.

Параметры нагружения: $P_{1\max}=6.8$ т.с., $P_{1\min}=0.5$ т.с., $P_{2\max}=13.6$ т.с., $P_{2\min}=1.0$ т.с.

С учётом площади поперечного сечения хвостовиков крестообразных образцов $S_1=S_2=2 \cdot 620 = 1240$ мм², получим напряжения, возникающие в зоне хвостовиков: $\sigma_{y\max}=53.8$ т.с., $\sigma_{y\min}=3.95$ т.с., $\sigma_{x\max}=107.6$ т.с., $\sigma_{x\min}=7.9$ т.с.

Коэффициенты асимметрии цикла по двум осям нагружения равны между собой – $R=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}=0.07$. Коэффициент двухосности нагружения испытанных образцов – $\lambda = \sigma_2/\sigma_1 = 2$.

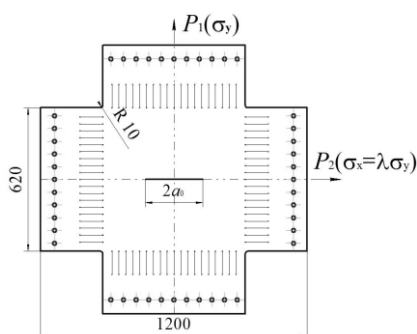


Рис. 1. Эскиз крестообразного образца

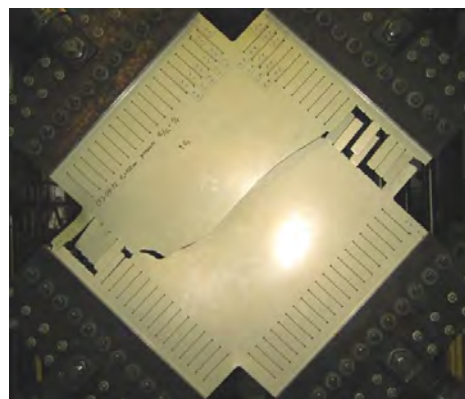
Результаты испытаний

На рис. 2 представлены фотографии испытанных образцов CFS-05-LT (наработка $N=23\ 540$ ц.) и

CFS-09-TL ($N=43\ 860$ ц.)



а)



б)

Рис. 2. Фотографии крестообразных образцов после испытания на усталость: а – CFS-05-LT, б – CFS-09-TL

Как видно по рис. 2 трещина в образце с прокаткой перпендикулярной надрезу (LT), повернула более интенсивно по сравнению с образцом с прокаткой TL. При этом длительность роста трещины в первом случае, оказалась почти в два раза меньше.

Для построения кинетических диаграмм разрушения (КДР) выполним замену реальной криволинейной траектории роста трещины (рис. 3), которая складывается из отрезков $2a_0, 2\Delta a_1, 2\Delta a_2, \dots$, на эквивалентную прямолинейную – $2a_0, 2a_1, 2a_2, \dots$, имеющую соответствующий угол отклонения θ_i .

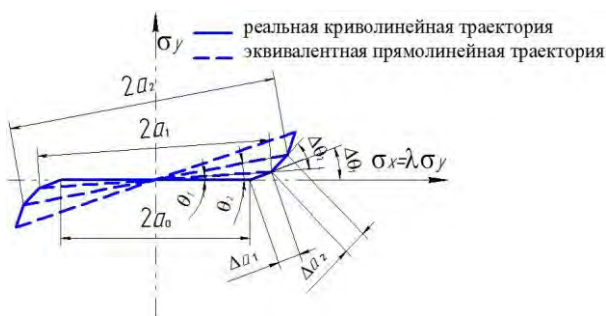


Рис. 3. Схема замены реальной криволинейной траектории роста трещины на эквивалентную прямолинейную

Обсуждение

В условиях двухосного напряженного состояния, интенсивность напряжения у вершины трещин будет характеризоваться двумя коэффициентами интенсивности напряжений: K_I и K_{II} .

Случай нагружения типа II, когда касательное напряжение действует в плоскости трещины, по аналогии со случаем нагружения типа I можно охарактеризовать коэффициентом интенсивности напряжений $K_{II} = \tau \sqrt{\pi a}$. В этих условиях разрушение происходит тогда, когда коэффициент K_{II} достигает своего критического значения K_{IIc} . При нагружении смешанного типа необходимо учитывать обе величины K_I и K_{II} , поэтому следует принять допущение, что разрушение происходит тогда, когда критического значения достигает некоторая комбинация этих двух величин.

Критерий максимального главного напряжения, предложенный Эрдоганом и Си [1] и критерий плотности энергии деформации по Си [2] являются двумя критериями для смешанного режима нагрузки, которые позволяют рост трещины под углом.

На рис. 4 показана пластина с расположенной в центре наклонной трещиной, подверженной двухосному нагружению ($0 \leq \lambda \leq 1$).

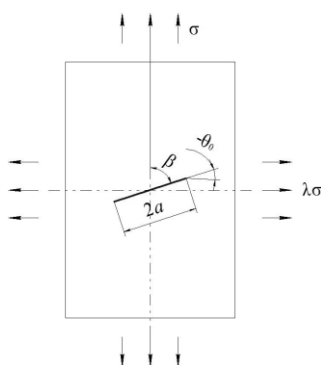


Рис. 4. Наклонная трещина при двухосном растягивающем нагружении: β - начальный угол трещины, θ_0 - направление распространения трещины

Выражения для коэффициентов интенсивности напряжений K_I и K_{II} :

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \sin^2 \beta + \lambda \cos^2 \beta. \quad (1)$$

$$K_{II} = \sigma \sqrt{\pi a} [1 - \lambda \sin \beta \cos \beta]. \quad (2)$$

Критерий максимального главного напряжения [1] постулирует, что рост трещины будет происходить в направлении, перпендикулярном максимальному главному напряжению. Если трещина нагружена в комбинированном режиме I и II, напряжения σ_0 и τ_{r0} на вершине трещины могут быть получены путем сложения напряжений, обусловленных отдельным режимом I и режимом II. Результат выглядит следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] \\ \tau_{r0} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} 3 \cos \theta - 1 \right] \end{aligned} \right\}. \quad (3)$$

Напряжение σ_0 будет главным напряжением, если $\tau_{r0} = 0$. Это имеет место для $\theta = \theta_m$, где θ_m определяется из приравнивания второго уравнения (3) к нулю:

$$K_I \sin \theta_m + K_{II} 3 \cos \theta_m - 1 = 0. \quad (4)$$

Решение уравнения (4):

$$\theta_m = 2 \arctg \left[\frac{1 - \sqrt{1 + 8 K_{II}/K_I^2 \operatorname{sgn} K_I}}{4 K_{II}/K_I} \right]. \quad (5)$$

Критическое значение эффективного общего КИН определяется по формуле [0]:

$$K_{Ic} = K_I \cos^3 \frac{\theta_m}{2} - 3 K_{II} \cos^2 \frac{\theta_m}{2} \sin \frac{\theta_m}{2}. \quad (6)$$

Критерий плотности энергии деформации по Си [2] постулирует, что рост трещины совпадает с направлением минимальной энергии деформации S . Уравнение для S можно представить в виде:

$$S = a_{11} k_1^2 + 2 a_{12} k_1 k_2 + a_{22} k_2^2, \quad (7)$$

где a_{11} , a_{12} и a_{22} являются функциями μ (модуль сдвига), ν (коэффициент Пуассона) и угла роста трещины θ , а k_1 и k_2 являются функциями K_I и K_{II} .

Направление роста трещины можно найти, применяя условия:

$$\frac{dS}{d\theta} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{d^2 S}{d\theta^2} > 0. \quad (8)$$

Решение уравнения (8):

$$A \sin 2\theta + B \sin \theta + C \cos 2\theta + D \cos \theta = 0, \quad (9)$$

где

$$\begin{aligned}
 A &= (\sin^2 \beta + \alpha \cos^2 \beta)^2 + 3(1 - \lambda)^2 \sin^2 \beta \cos^2 \beta \\
 B &= 2(1 - 2\nu)[(1 - \lambda)^2 \sin^2 \beta \cos^2 \beta - \\
 &\quad - (\sin^2 \beta + \lambda \cos^2 \beta)^2] \\
 C &= 4(\sin^2 \beta + \lambda \cos^2 \beta)(1 - \lambda) \sin \beta \cos \beta \\
 D &= -4(1 - 2\nu)(\sin^2 \beta + \lambda \cos^2 \beta)(1 - \lambda) \sin \beta \cos \beta
 \end{aligned}
 \quad (10)$$

Левая часть уравнения (9) является функцией только от θ , поэтому:

$$\frac{d^2 S}{d\theta^2} = 2A \cos 2\theta + B \cos \theta - 2C \sin 2\theta - D \cos \theta > 0. \quad (11)$$

Решение уравнения (8), которое удовлетворяет условию, заданному уравнением (10), можно получить методом последовательных приближений (итерацией).

Критическое значение эффективного общего КИН определяется по формуле [3]:

$$K_{Ic} = \left(\frac{16\mu}{2(k-1)} (a_{11}K_I^2 + 2a_{12}K_I K_{II} + a_{22}K_{II}^2) \right)^{1/2}, \quad (12)$$

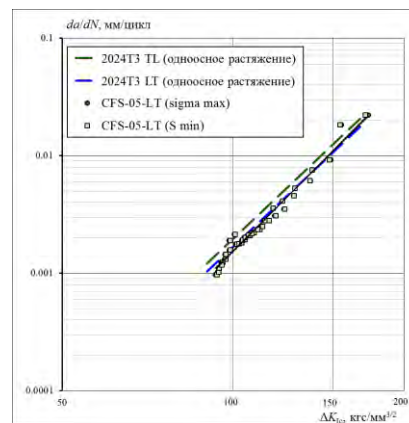
где:

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= \frac{1}{16\mu} [1 + \cos \theta_m \quad k - \cos \theta_m], \\
 a_{12} &= \frac{1}{16\mu} \sin \theta_m \quad 2 \cos \theta_m - k + 1, \\
 a_{22} &= \frac{1}{16\mu} [k + 1 \quad 1 - \cos \theta_m + \\
 &\quad + 1 + \cos \theta_m \quad 3 \cos \theta_m - 1], \\
 k &= (3 - 4\nu) - \text{для плоской деформации,} \\
 k &= (3 - \nu) / (1 + \nu) - \text{для плоского напряжения.}
 \end{aligned}
 \quad (13)$$

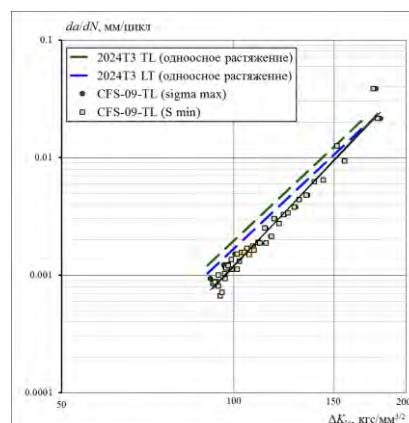
Таким образом, видно, что два рассмотренных критерия по определению угла отклонения трещины не зависят от величин значений σ или K , а зависят от величин значений соотношений: σ_2/σ_1 – для критерия минимума плотности энергии деформации, и K_{II}/K_I – для критерия максимального главного напряжения.

На рис. 5 представлены КДР крестообразных образцов испытанных при двухосном напряжении. Для сравнения на рис. 5 добавлены КДР полученные при испытании на СРТУ стандартных образцов (из материала 2024Т3 лист) при одноосном нагружении.

Как видно по рис. 5 КДР полученные по двум рассмотренным критериям практически совпадают между собой. КДР полученная по результатам испытания образца CFS-05-LT совпадает с КДР полученной по результатам испытаний стандартных образцов (из материала 2024Т3-LT лист 2.0) при одноосном нагружении. КДР полученная по результатам испытаний образца CFS-09-TL располагается ниже по сравнению с КДР полученной по результатам испытаний стандартных образцов (из материала 2024Т3-TL лист 2.0) при одноосном нагружении.



а)



б)

Рис. 5. Сравнение КДР полученных по критерию максимального главного напряжения и критерию минимальной плотности энергии деформации, с результатами испытания на СРТУ стандартных образцов (из материала 2024Т3 лист) при одноосном нагружении: а) CFS-05-LT, б) CFS-09-TL

Выводы

Наличие составляющей K_{II} приводит к существенному увеличению скорости распространения трещины.

В крестообразном образце с прокаткой LT (направление волокон перпендикулярно разрезу) трещина поворачивает интенсивнее и скорость роста трещины выше, чем в образце с прокаткой TL.

Критические значения эффективного общего КИН при двухосном нагружении определенные по критерию максимального главного напряжения совпадают со значениями, определёнными по критерию минимальной плотности энергии деформации.

Работа выполнена при финансировании Министерством образования и науки Российской Федерации по соглашению № RFMEFI62518X0044.

1. Erdogan, F. and Sih, G. C., On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, J. Basic Eng., 85 (1963) P. 519—527.
2. Sih, G. C., Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems, Int. J. Fracture 10 (1974) P. 305—322.
3. Broek D. Elementary engineering fracture mechanics // Martinus Nijhoff Publishers. 1984. P. 469.

ФУНКЦИОНАЛЬНО - СТРУКТУРНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ РЕАКТИВНОЙ ЭНЕРГИИ НА ОСНОВЕ СИММЕТРИЧНО УПРАВЛЯЕМЫХ ИНВЕРТОРНЫХ ПЕРЕКЛЮЧАТЕЛЕЙ

А.П.Кушнир¹, Ю.Н. Бугров²,

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; gurinmura@yandex.ru

²МИРЭА - Российский технологический университет (РТУ МИРЭА), Москва, Россия

Рассмотрены преобразователи реактивной энергии для подключения электродвигателей, а также особенности их функциональной и схмотехнической реализации

Преобразователи реактивной энергии (ПРЭ) в нагрузку, таких как осветительные установки, термо-электронагреватели (ТЭН), а также для подключения электродвигателей промышленного и бытового применения до 1 – 3 кВт и более, имеют особенности по функционально - структурной и схмотехнической реализации [1].

Можно отметить некоторые схмотехнические отличия ПРЭ по принципам передачи и накопления реактивной энергии на достаточно емких конденсаторах и способах преобразования этой энергии в нагрузку, как активного, так и смешанного типа. При этом, рабочие циклы заряда и разряда конденсаторной энергии осуществляются в каждой фазе или фазовому распределению периодов сетевой частоты. В первой фазе положительной полярности – заряд через электронные ключи, например, через тиристоры или транзисторы. Соответственно, во второй фазе одного или нескольких периодов частоты сетевого напряжения - разряд на электронных ключах.

В таких схемах с использованием ключей разного типа, а так же с ограничением зарядных токов, и минимальными затратами сетевой энергии, при заряде и разряде конденсаторов, необходим контроль отключения тиристоров, что для ПРЭ значительно усложняет его структуру, и схмотехническую реализацию [2].

В случае применения КМОП транзисторов IGBT типа, как для заряда конденсаторов, так и для разряда, возникает необходимость контроля их включения и отключения в этих циклах. Так как, например, в принятых схемах ПРЭ, процесс зарядки конденсаторов ведется в каждой фазе периода сетевой частоты и с дополнительной модуляцией (на частоте не менее 35 – 40 кГц), что нереально для режимов переключения, как тиристоров, так транзисторных ключей IGBT типа. Например, такие мощные транзисторы, как IRFP462, в режимах переключения на частотах более 3 – 5 кГц, «зависают» в открытом состоянии из-за остаточных «токовых хвостов» в режимах заряда и разряда конденсаторов, что препятствует их применению в ПРЭ.

В то же время переключающие режимы для транзисторов на основе мощных составных транзисторах, а также их аналогов - транзисторов Дарлингтона, n-p-n и p-n-p типов, практически отрабатывают все установленные в ПРЭ условия их применения. Процессы заряда и коммутации конденсаторов, могут превышать допустимый уровень токов, как для транзисторов этого типа, так и для коммутационной аппаратуры в работе ПРЭ. Необходим так же и активный контроль с ограничением уровня зарядного тока при соответствующем управлении транзисторными ключами заряда конденсаторов.

Перечисленные выше условия и режимы управления ПРЭ, требуют определенной функционально – структурной и схмотехнической оптимизации в управлении этими функциями в инверторных переключателях, применяемых для заряда и преобразования энергии в нагрузку активного типа Rн (R14), или смешанного Z14 (R14), рис. 1.

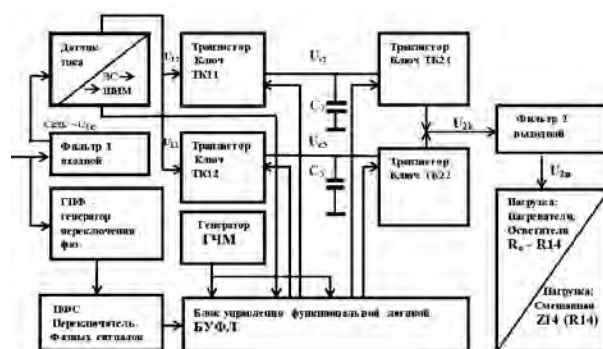


Рис.1. Функциональная схема энергосберегающего преобразователя ЭСП реактивной энергии в нагрузку

С применением тиристорных и транзисторных ключей, в каналах их управления, необходимо гальваническое разделение каналов питания и управления через специализированные драйверы, в оригинальном исполнении [3, 4], что усложняет их практическую реализацию, при отсутствии производства их аналогов в отечественной промышленности.

Прежде всего, предлагаемые направления оптимизации касаются применения однотипных схемных решений в управлении составными транзисторами n-p-n типов, как обычных, так и транзисторов Дарлингтона с управляющими компонентами, а так же в их функциональной - структурной и схемотехнической реализации:

1. Преобразование сетевого напряжения U_{1c} в реактивную энергию формируется через входной фильтр ВФ1, путем циклического и модулированно-частотой $f_m > 30 - 35$ кГц заряда конденсаторных накопителей С2, С5 в полупериод $0,5T_0$ с частотой $f_0 = 1/T_0 = 50 \sim 63$ Гц сетевого напряжения через ключи ТК11, ТК12. Соответственно, в каждый следующий полупериод, передачу и преобразование накопленной реактивной энергии, через пару аналогичных ключей ТК21, ТК22 в переменное напряжение U_{22} и далее через выходной фильтр ВФ2 напряжение U_{2n} преобразуется на активной нагрузке R_n мощности P_n (или полной S_n мощности для нагрузки Z_n).

2. Заряд и разряд емкостей С2, С5 осуществляется с диодным разделением на одном или в группах конденсаторов С2, С5 для текущей фазы U_{2k} полупериода, с положительной амплитудой сетевого напряжения, и аналогично, на конденсаторах следующей за ней фазы U_{2k} с отрицательной амплитудой сетевого напряжения. Повышение эффективности преобразования осуществляется на основе модуляции сетевых напряжения и тока, например, с использованием частотной модуляции (ЧМ) преобразуемого напряжения, как сетевого, так для выходной нагрузки.

3. Для динамического ограничения входных и реактивных токов при заряде С2, С5 и формирования выходного напряжения при их разряде на нагрузке Z_n или R_n , используются, входной сетевой дроссельный фильтр ВФ1 и выходной для нагрузки Т - образный фильтр ВФ2.

4. Дополнительно, ограничение и контроль тока от сетевого источника при заряде реактивной энергией конденсаторов С2, С5, осуществляется через датчик тока (ДТ), сигнал с которого формируется через выпрямительную преобразователь (ВП) на операционном усилителе (ОУ) U4A и широтно - импульсный модуляторе (ШИМ), по схеме триггера Шмидта на ОУ U2A в активный сигнал управления ключами коммутации ТК11, ТК12. В качестве ДТ, в схеме применен резистор $0,1$ Ом, и в тоже время, наиболее эффективным решением здесь, может быть использование магнито-диодного датчика, непосредственно установленного на шины передачи сетевой энергии U_{1c} на вход ПСЭ.

В предлагаемой здесь схемотехнической реализации в качестве транзисторных ключей ТК11, ТК12, ..., ТК22 использованы, как мощные транзисторы Дарлингтона, так и составные транзисторы n-p-n, в том числе и собранные, по аналогичной схеме Дарлингтона с параметрами:

напряжением на исток - стоке $U_{ис\ max} = 700 - 1200$ В и токами $I_{си\ max}$ до 50 А.

Необходимым условием при управлении этими ключами при заряде и разряде емкостей является использование специализированных драйверов Д11, Д12, Д21, Д22, управления, в каждом из которых, применено их автономное питание +15 В от отдельных источников, подключенных к сети U_{1c} через понижающие трансформаторы.

Управление ключами ТК11, ТК12, ТК21, ТК22 осуществляется через оптронные транзисторы (ОТ), с подключением их на базу, например, составных транзисторов и к источнику автономного питания +15 В, а эмиттер - к цепям автономного управления. Это дает возможность, использовать в блоке управления функциональной логики (БУФЛ), для включения силовых ТК11, ..., ТК22 незначительный уровень управляющих токов для оптронных транзисторов при коллекторной их нагрузке $\leq 50 - 60$ mA и малый уровень напряжений переключения $U_{эк} = +15$ В для режимов управления составными транзисторами.

Таким образом, предлагаемый метод преобразования реактивной энергии в мощность, нагрузки осуществляется на основе частотно - импульсной модуляции сетевого и напряжения нагрузки с одинаковыми уровнями выходных напряжений U_{c2} , U_{c5} заряда конденсаторов в преобразователе

Для нагрузок - активная или смешанной $= R_n$ (R_{14}) с выходным напряжением U_{2n} , а при ее замене на смешанную - Z_{14} (R_{14}), возможна смена емкостей С2, С5, тока ограничения, параметров Т - образного выходного фильтра ВФ2.

При сравнительно несложных вариантах авторская разработка представленной схемы ПРЭ с гальванической развязкой через автономные драйверы является оптимальной по эффективности для случая симметричного управления инверторными переключателями на основе мощных составных транзисторов одинакового n-p-n типа, как отечественного производства, так и фирменной комплектации.

1. Бугров Ю.Н. Функциональные и аппаратно - программные особенности систем управления регуляторами освещения и нагревательными установками в оборудовании (станков и роботов) с ЧПУ. «Актуальные проблемы приборостроения, информатики социально экономических наук». Сборник трудов научно - практической конференции. - М.: МГУПИ. 2014. - С.41-48.

2. Бугров Ю.Н., Курнасов Е.В. Преобразование сетевой электроэнергии с периодическим накоплением реактивной мощности и передачей ее в активную нагрузку. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 1. С. 59-65.

3. Бугров Ю.Н., Лизогуб В.А. Преобразователь энергии на основе инвертора с частотно - импульсной модуляцией заряда накопительных емкостей. ВЕСТНИК МГТУ МИРЭА №4, 2016, Том II. - М.: МИРЭА. С.205 - 216.

4. Семенов Б.Ю. Силовая электроника: профессиональные решения. - М.: СОЛОН - ПРЕСС. 2014. -4 16с.: ил. (Серия «Компоненты и технологии»). ISBN978-5-91359-097-8 (СОЛОН-ПРЕСС).

SIMULATION OF A DYNAMIC MECHATRONIC SYSTEM

A.P. Kushnir¹, A. ZainAldeen², M.A. Makarov¹

¹Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia;
gurinmura@yandex.ru;

²Tishreen University Latakia, Latakia, Syria

The results of modeling a dynamic mechatronic system based on a DC drive are presented. The influence of the form and frequency of the supply voltage on the level of oscillations of the rotor is investigated

Introduction. In practice, often have to deal with the problem of vibration. In the vast majority of cases, the vibration of machines and mechanisms adversely affect their performance. However, there are times when it is necessary to create an artificial vibration. Such machines include, for example, a vibratory bowl, etc.

The problem is that in practice it is very difficult to provide a high level of vibration at relatively high frequencies.

The aim of work. The purpose of this investigation is to determine the dynamic characteristics depending on the frequency of the anchor supply voltage. The task is to obtain the maximum alternating torque on the motor rotor

Materials and Methods. The paper uses methods of analysis of dynamic systems Matlab-Symulink [1...2] and theoretical foundations of DC electric machines [3...4].

Consider a mechatronic system based on a DC drive. The dynamics of such a system can be described for the case of independent excitation of the drive (in SI) by system of equations

$$\left\{ \begin{array}{l} U_B = L_B \frac{di_B}{dt} + r_B i_B \\ U_A = L_A \frac{di_A}{dt} + r_A i_A + e_A \\ e_A = k_A \omega \Phi \\ \Phi = k_B i_B \\ J \frac{d\omega}{dt} = M_e - M \\ M_e = k_A i_A \Phi \end{array} \right.$$

where U_B – voltage on the excitation winding; L_B – inductance of the excitation winding; i_B – current in the excitation winding; r_B – resistance of the excitation winding; U_A – voltage in the anchor circuit; L_A – inductance of the anchor circuit; i_A – current in the anchor circuit; r_A – resistance in the anchor circuit; e_A – EMF in the anchor circuit; k_A, k_B – coefficients, taking into account the design features of the electric machine; ω –

angular velocity of the rotor; Φ – the magnitude of the magnetic flux excitement; J - reduced moment of inertia of rotating parts to the rotor; M_e - electromagnetic torque developed by the motor; M - load torque.

Results. Solving the system of equations by the operating method of the Laplace, we obtain a model in the Matlab-Symulink system [1], shown in Fig. 1.

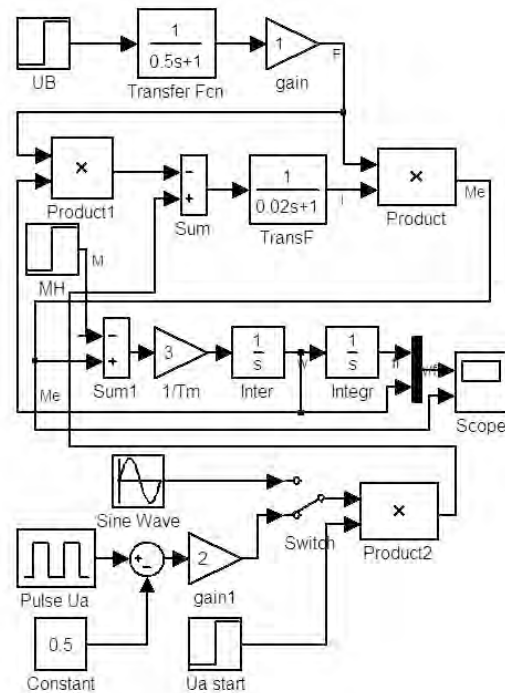


Fig. 1. The dynamic model of DC drive in the Matlab-Symulink system

The dynamic model is built on the system of the above system of equations and takes into account such necessary parameters of the drive as voltage on the excitation winding; inductance of the excitation winding; current in the excitation winding; resistance of the excitation winding; voltage in the anchor circuit; inductance of the anchor circuit; current in the anchor circuit; resistance in the anchor circuit; EMF in the anchor circuit; coefficients, taking into account the design features of the electric machine; the magnitude of the magnetic flux excitement; reduced moment of inertia of rotating parts

to the rotor; electromagnetic torque developed by the motor; load torque.

The dynamic model allows to obtain such characteristics of the drive in time as the angular velocity of the rotor, currents in the rotor and stator windings, electromagnetic torque, fig. 2...4.

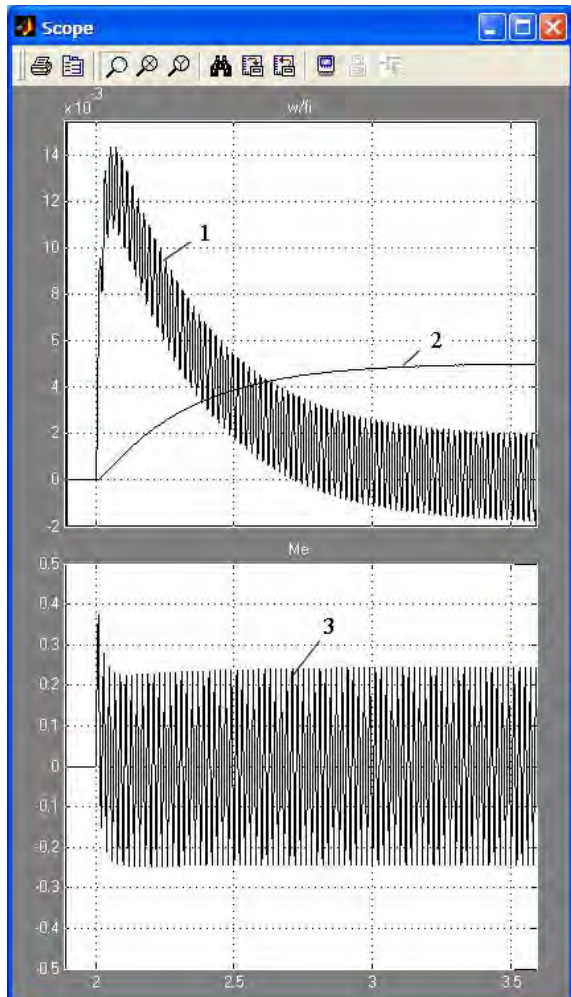


Fig. 2. Oscillograms of the system, where: 1 - the angular velocity of the rotor; 2 - the angle of rotation of the rotor; 3 - the relative electromagnetic moment

Discussion. The experiments were carried out when an alternating voltage of different shapes (sinusoidal and meander, fig. 3, with different pulse width, fig. 4) was applied to the anchor.

During the research, the voltage supply circuit was changed. The armature was fed by a direct current, the stator winding was supplied with alternating voltage of different frequencies and pulse width.

In the course of the work, the modes of operation of the drive under the sawtooth voltage were also investigated. The results of the study are not given in this article, as the voltage of this form showed the lowest results.

Conclusion. Studies have shown that the greatest electromagnetic torque on the rotor occurs when a DC excitation current is applied to the winding, and an AC voltage is applied to the anchor in the form of a regular meander. A particularly low electromagnetic torque de-

velops on the rotor when an alternating voltage is applied to the excitation winding.

As the frequency of the voltage increases, the developed electromagnetic torque decreases. At a frequency of about 20 Hz, the magnitude of the electromagnetic torque is approximately 50% of the nominal value.

On standard voltage frequencies (50..60 Hz) the value of the developed electromagnetic torque is about 20 % of the nominal value.

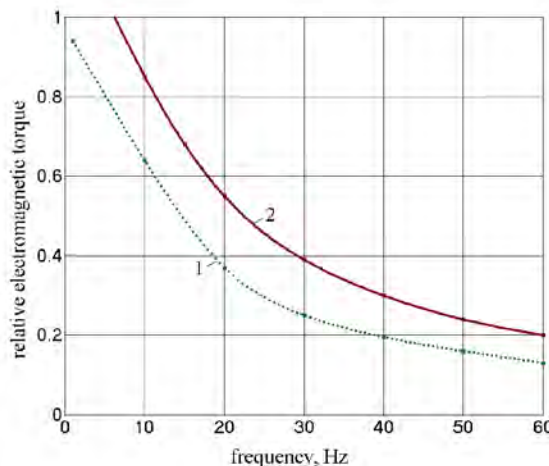


Fig. 3. Dependence of the relative electromagnetic torque on the frequency of the anchor supply voltage, where: 1 - sinusoidal voltage; 2 - the right square wave

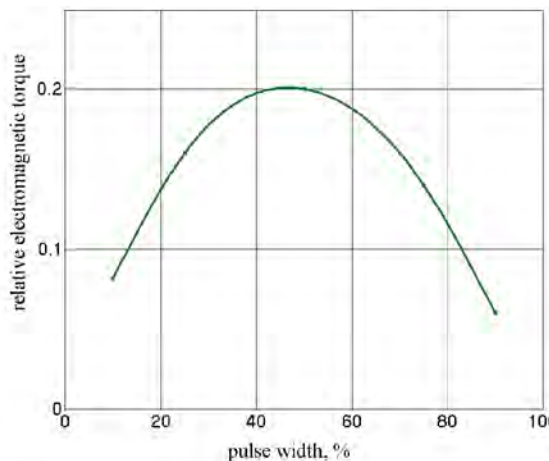


Fig. 4. Dependence of the relative electromagnetic torque on the pulse width of the anchor supply voltage

1. D'yakov V. P. MATLAB 6/6.1/6.5 + Simulink 4/5 v matematike i modelirovanii. M.: SOLON-Press. - 567 p.
2. Kushnir A.P. Issledovanie dinamicheskix processov v uplotnitel'ny'x ustrojstvax mexatronny'x shpindel'ny'x uzlov. "Mexatronika, Avtomatizaciya, Upravlenie" №5, 2012, pp. 64-68.
3. Kushnir A.P. Sistema Matlab-Simulink. Metodicheskoe posobie. M.: MGUPI, 2006. - 158 p.
4. Albagachiev A.U., Kushnir A.P., Kashirskaya E.N. SIMULATION OF MULTIHEAD MACHINES TURNABLE DRIVE. Materials of the international scientific and practical conference «SCIENCE AND EDUCATION - 2014», 5-6 September 2014. Volume 19, Technical sciences. Belgorod - Sheffield, Science and Education LTD. ISBN 978-0-99307112-0-1. /Registered in ENGLAND & WALES, UK / Registered Number 08878342/. 2014, pp. 29-31.

РАСЧЕТ ДОПУСКА ПОСАДКИ С ЗАЗОРОМ ПО МОДЕЛИ ПАРАМЕТРИЧЕСКОГО ОТКАЗА

О.А. Леонов, Н.Ж. Шкаруба

Российский государственный аграрный университет – МСХА имени К.А.Тимирязева, Москва, Россия;
metr@rgau-msha.ru

Исходя из точностного анализа модели параметрического отказа, получена зависимость для расчёта конструктивного допуска посадки. Зависимость позволяет точно определить требования к начальному рассеянию зазоров в соединении с целью обеспечения заданного ресурса при фиксированной вероятности безотказной работы

Введение.

Гарантированный запас работоспособности соединений может быть обеспечен двумя методами: созданием износостойких поверхностей и повышением точности обработки деталей [1]. Это всегда актуально как в машиностроении, так и при ремонте машин.

При выборе допусков и посадок используют три метода - прецедентов, подобия и расчетный. Методы прецедентов и подобия давно устарели в связи с переносом на новые конструкции старых посадок. Расчетные методы, во-первых, разработаны далеко не для всех разновидностей соединений, используемых в машиностроении, а во-вторых, с их помощью определяют только функциональные параметры соединений – предельные зазоры или натяги, в рамках которых гарантируется их нормальная работа. Если рассматривать предел функционирования, по которому происходит отказ, то, например, для соединения с зазором – это наибольший функциональный зазор S_{Fmax} , который не всегда равен моменту начала аварийного изнашивания, согласно классической кривой изнашивания. Чаще всего S_{Fmax} будет меньше и лимитирован отказом других элементов, установленных в сборочной единице. Например, недопустимым выходом из зацепления шестерен, касанием лопастей турбины за корпус, нарушением геометрии механизмов и т.п.

Создание износостойких поверхностей не всегда связано с большими затратами, а повышение точности в виде уменьшения допусков, приводит к увеличению стоимости обработки. Главная задача расчёта точности соединения — это определение запаса точности, или запаса материала на износ, так как увеличение конструктивного допуска посадки приведёт к снижению долговечности, а его уменьшение повлечёт увеличение стоимости из-за роста брака или необходимости введения технологической операции, обеспечивающей меньший допуск. Здесь требуется чёткое обоснование начальных норм точности, но и прослеживание влияния на ресурс совместно с параметрами износостойкости.

Цель.

Создать расчётный метод определения конструктивного допуска посадки при заданном ресурсе и вероятности безотказной работы с помощью модели параметрического отказа соединения.

Задача и ее решение.

Типовая модель параметрического отказа соединения с зазором изображена на рис. 1. В процессе изготовления деталей соединения формируется рассеяние начальных (конструктивных) зазоров, которое характеризуется среднеквадратическим отклонением σ_k и математическим ожиданием \bar{S}_k . При эксплуатации происходит износ и увеличение зазора, что можно описать математически уравнением изменения средней функции изнашивания в зависимости от времени $U(t)$ [2]:

$$\bar{S}(t) = \bar{S}_k + \bar{U}(t). \quad (1)$$

При достижении наибольшего S_{Fmax} или наименьшего S_{Fmin} функционального зазора, возникает отказ.

При достижении наибольшего S_{Fmax} или наименьшего S_{Fmin} функционального зазора, возникает отказ.

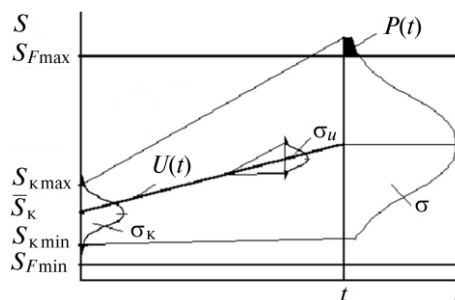


Рис. 1. Модель параметрического отказа соединения с зазором

Для модели параметрического отказа в виде сильно перемешанного гауссовского процесса применяется следующее выражение [2].

$$P(t) = \Phi \left(\frac{S_{F \max} - \overline{S}_k - \overline{U}(t)}{\sqrt{\sigma_k^2 + \sigma_u^2(t)}} \right), \quad (2)$$

где $P(t)$ – вероятность безотказной работы соединения; Φ – функция Лапласа; $S_{F \max}$ – наибольший предельный зазор; \overline{S}_k – математическое ожидание рассеяния начального (конструктивного) зазора; σ_k – среднеквадратическое отклонение рассеяния начальных (конструктивных) параметров; $\sigma_u(t)$ – среднеквадратическое отклонение рассеяния параметров процесса старения.

Конструктивный допуск посадки связан с среднеквадратическим отклонением рассеяния начальных параметров зависимостью [3, 4]

$$T_k = \frac{2H_{k3}\sigma_k}{K\lambda}, \quad (3)$$

где $\lambda = \omega_k/T_k$ – показатель относительного рассеяния конструктивных параметров (ω_k – зона рассеяния); K – коэффициент относительного рассеяния; H_{k3} – квантиль, характеризующая нормируемый уровень брака конструктивных параметров по границе наименьшего конструктивного зазора $S_{k \min}$.

Для симметричного закона распределения, при условии равенства уровня брака в оценке рассеяния конструктивных зазоров по верхней $S_{k \max}$ и нижней $S_{k \min}$ границе (когда центр зоны рассеяния совпадает с серединой поля допуска), а именно обеспечивается равенство квантилей слева и справа $H_{k1} = H_{k3}$, после математических преобразований, было получено следующее выражение для определения конструктивного допуска посадки:

$$T_k = \frac{T_F - \overline{U}(t)^2 - H_{k2}^2 \sigma_u^2(t)}{K\lambda T_F - \overline{U}(t)}. \quad (4)$$

где T_F – функциональный допуск посадки, $T_F = S_{F \max} - S_{F \min}$; H_{k2} – квантиль закона распределения процесса изнашивания для заданной вероятности безотказной работы.

Выражение (4) позволяет рассчитать требуемый конструктивный допуск посадки по условию обеспечения заданной вероятности безотказной работы соединения на определенном значении ресурса. В расчётах необходимо учитывать вероятностные характеристики динамики процесса изнашивания, которые должны прогнозироваться в процессе конструирования и собираться в виде статистических данных при эксплуатации соединения.

Пример расчёта.

Рассчитаем конструктивный допуск и определим требуемые параметры точности для подшипника скольжения, работающего в условиях жидкостного трения, табл. 1.

Наиболее разработаны методы расчета предель-

ных зазоров, основанные на гидродинамической теории смазки, исходные положения которой были сформулированы Н.П. Петровым в 1833 г. на основе исследований О. Рейнольдса. Исследования по оценке влияния зазора на параметры соединения при гидродинамической смазке проводили М.В. Коровчинский, С.А. Чернавский, И.Н. Поздов и др. Предельные функциональные зазоры в данной теории определяются по выражению [5]:

$$S_{F \min}^{\max} = \frac{\omega \cdot k \cdot \mu \cdot d^2 \pm \sqrt{(\omega \cdot k \cdot \mu \cdot d^2)^2 - 16 \cdot p \cdot h_{\min}^2 \cdot \omega \cdot m \cdot \mu \cdot d^2}}{4 \cdot p \cdot h_{\min}}, \quad (5)$$

где ω – частота вращения вала, с^{-1} ; d – диаметр соединения, м; p – удельное давление, Па; h_{\min} – наименьшая толщина масляного слоя, м; μ – динамическая вязкость масла, Па·с; k и m – конструктивные коэффициенты.

Таблица 1. Данные для расчёта конструктивных параметров подвижного соединения с зазором

Параметр		Значение
Диаметр соединения номинальный d_n , мм		150
Длина соединения l , мм		180
Шероховатость поверхности	отверстия R_{zD} , мкм	4,0
	вала R_{zV} , мкм	3,2
Давление в подшипнике p , МПа		2,21
Частота вращения вала n , мин^{-1}		600
Минимальная толщина масляного клина h_{\min} , мкм		14
Динамическая вязкость масла И-Л-А-32 при рабочей температуре 50 °С, $\mu\text{с}$, Па·с		0,016

В результате анализа динамики изнашивания соединения $\varnothing 150$ мм была получена зависимость величины износа от времени работы

$$\overline{U}(t) = 28 + 4,871 \cdot 10^{-3} t,$$

где t – период эксплуатации, ч; 28 мкм – износ в период приработки; $4,871 \cdot 10^{-3}$ мкм/ч – скорость изнашивания в период нормальной эксплуатации.

Зависимость изменения среднеквадратического отклонения динамики изнашивания от времени

$$\sigma_u(t) = 2,099 \cdot 10^{-3} t,$$

где $2,099 \cdot 10^{-3}$ мкм/ч – скорость изменения среднеквадратического отклонения рассеяния изнашивания во времени.

Результаты расчёта предельных функциональных зазоров, конструктивного допуска посадки и коэффициента запаса точности соединения с зазором при различных значениях ресурса представлены в табл. 2.

Из данных табл. 2 и рис. 2 следует, что при вероятности безотказной работы $P = 0,95$, в условиях определенных характеристик изнашивания, на которые оказывает влияние целая номенклатура конструктивных параметров (марка материала пар трения, их твёрдость, покрытие, шероховатость, и др. параметры деталей соединения), а также и условия эксплуатации, для исследуемого соединения можно гарантированно обеспечить наработку без отказа до

20000 ч при применении финишной обработки в виде чистового шлифования для обеспечения точности отверстия и вала по 7 качеству, а до 25000 ч — притиркой или селективной сборкой с допусками на размеры сопрягаемых деталей около 10 мкм. Обеспечение ресурса до 26200 ч возможно, но для этого должно быть закуплено высокоточное оборудование с зоной рассеяния до 1 мкм. Возникает существенный вопрос, а следует ли покупать такое оборудование, с экономической точки зрения – осуществлять большие капитальные вложения, для увеличения ресурса всего на 5% (дополнительно на 1266 ч работы)?

Таблица 2. Результаты расчёта конструктивных параметров подвижного соединения с зазором

Параметр	Значение				
Наибольший функциональный зазор S_{Fmax} , мкм	294				
Наименьший функциональный зазор S_{Fmin} , мкм	30				
Функциональный допуск посадки T_f , мкм	264				
Вероятность безотказной работы P	0,95				
Квантиль для ВБР H_{k2}	1,96				
Заданный ресурс работы t_p , ч	10000	15000	20000	25000	26266
Конструктивный допуск посадки T_k , мкм	207	163	89	21,7	0
Коэффициент запаса точности $K_{ст}$	1,28	1,62	4,03	12,2	∞
Квалитет точности отверстия и вала	9	8	7	3	0

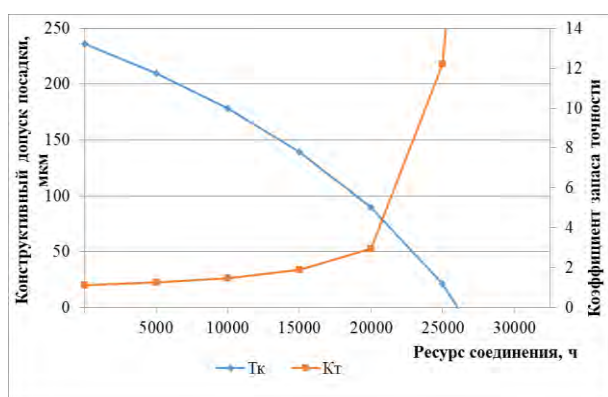


Рис. 2. Характер влияния параметров точности на ресурс соединения

Таким образом, оптимальным ресурсом для рассмотренного примера при минимуме фактических затрат в условиях реального среднесерийного машиностроительного производства с технологическим оборудованием, которое уже закуплено и используется, можно считать 20000 ч. Дальнейшее увеличение ресурса до 25000 ч требует небольших дополни-

тельных затрат для организации селективной сборки. Но при этом может возникнуть незавершенное производство. Ресурс в 26000 ч требует существенных капитальных вложений на покупку высокоточного оборудования. Если потребитель будет требовать обеспечения большего ресурса, то следует рассмотреть вопрос о повышении износостойкости поверхностей деталей, образующих соединение. В целом, решение вопроса в плане количественного уменьшения скорости изнашивания будет значительно экономичнее, чем приобретение нового технологического оборудования с высокой точностью обработки.

С другой стороны, если такой ресурс не требуется, то и допуск посадки можно увеличить, что приведет к снижению точности обработки деталей и уменьшению количества брака. Снизятся требования к точности оборудования и его замена при превышении технологической зоны рассеяния в результате физического старения может быть пересмотрена.

Вывод.

На основе анализа взаимосвязи элементов, характеризующих начальное рассеяние зазоров в посадке, параметров скорости изнашивания и её рассеяния, получена зависимость для расчета конструктивного допуска посадки при моделировании параметрического отказа соединения. Зависимость позволяет точно определить начальное рассеяние зазоров и величину конструктивного допуска в соединении на определенном диапазоне прогнозируемого ресурса и фиксированном значении вероятности безотказной работы. На реальном примере показано, что с помощью полученных величин допуска посадки для каждого заданного значения ресурса можно провести точностной анализ в виде динамики коэффициента запаса точности соединения, определить изменение квалитетов точности деталей и рекомендовать производству конкретное финишное оборудование для достижения выбранной точности.

В примере доказано, что снижение допуска посадки с 20 до 1 мкм и покупкой для этой цели дорогого высокоточного оборудования не приведет к существенному увеличению ресурса. Это возможно только созданием более износостойких поверхностей пар трения в сочетании с экономически целесообразными параметрами точности.

1. Ерохин М. Н. Особенности обеспечения качества ремонта сельскохозяйственной техники на современном этапе // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2005. № 1. С. 9– 12.
2. Проников А. С. Параметрическая надежность машин. М.: Из-во МГТУ им. Н. Э. Баумана. 2002.
3. Ерохин М. Н. Взаимосвязь точности и надежности соединений при ремонте сельскохозяйственной техники // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. 2006. № 2. С. 22– 25.
4. Дунаев П. Ф., Леликов О. П. Расчет допусков размеров / 3-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение. 2001.
5. Якушев А.И., Бежелукова Е.Ф., Плуталов В.Н. Допуски и посадки ЕСДП для гладких цилиндрических деталей (расчет и выбор). М.: Издательство стандартов, 1978, 256 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛИНЕЙНОГО ДЕФАССИФИКАТОРА ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ РОБОТОМ-МАНИПУЛЯТОРОМ

М.Ю. Лунева¹, М.В. Бобырь²

¹Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; marginok-l@yandex.ru

²Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия

В данной работе рассматривается линейный дефаззификатор.

В большинстве систем управления роботом-манипулятором, которые основаны на нечеткой логике применяется метод центра тяжести. Недостатком данного метода является отсутствие аддитивности, т.е. отсутствие реакции на выходе системы. В данной работе предлагается использовать линейный дефаззификатор для управления роботом-манипулятором.

В экспериментальной модели робота-манипулятора платформа основания поворачиваться вокруг своей оси от 0° до 180°, левое и правое плечи поворачиваются от 0° до 140°, захват робота-манипулятора раскрывается от 105° до 140° [1]. На рисунке 1 представлены графики углов поворота звеньев робота-манипулятора с использованием метода центра тяжести. Подробно данная нечеткая система представлена в работе [2].

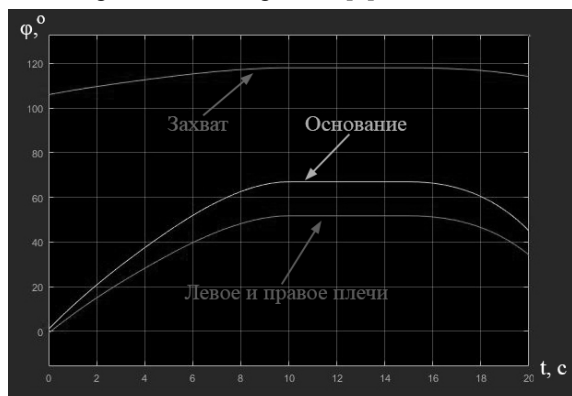


Рис. 1 Графики зависимостей углов поворота звеньев робота-манипулятора от времени

При использовании метода центра тяжести на выходе нечеткой системы были получены следующие углы: левое и правое плечи от 0° до 55°, основание от 0° до 45°, а захват 5° до 115°. Полученные параметры углов не совпадают с заданными значениями углов, на которые должны поворачиваться звенья робота-манипулятора.

Для решения этой проблемы авторы предлагают использовать линейный дефаззификатор. Математическая модель линейного дефаззификатора состоит из шести шагов.

Шаг 1. Определяется общая площадь фигуры $S_{\text{общ}}$, описывающая выходную нечеткую переменную по формуле (1) (рис. 2):

$$S_{\text{общ}} = \frac{nb_1\omega_i}{2}, \quad (1)$$

где n – количество термов выходной нечеткой переменной ($n=5$); i – номер термина ($i=1 \dots n$), b_1 – длина основания выходных функции принадлежности, ω_i – весовой коэффициент.

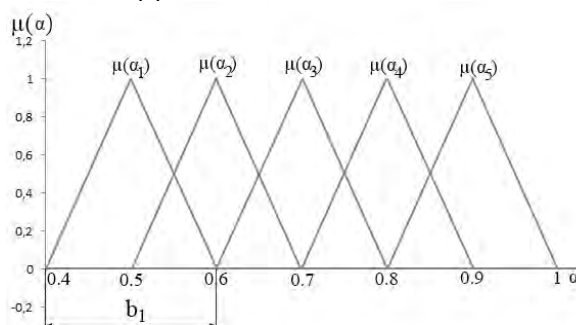


Рис. 2. Графики выходной функции принадлежности

Шаг 2. По формуле (2) осуществляется усечение термов выходной функции принадлежности (рис. 3):

$$\mu(\alpha)' = \min_{i=1}^n [\mu(\alpha_i); h_i], \quad (2)$$

где $\mu(\alpha_i)$ – термы выходной функции принадлежности (рис. 1, а); \min – мягкая операция нечеткого минимума; h_i – высота усеченного термина.

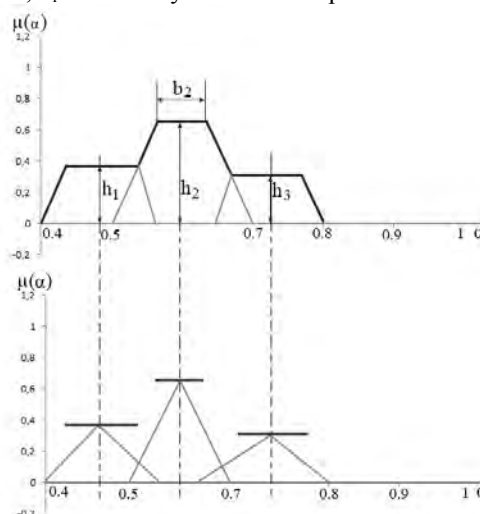


Рис. 3. Усеченные термы выходной функции принадлежности

Шаг 3. Находится площадь каждого из усеченных термов:

$$S_i = \begin{cases} 0, & \text{если } h_i = 0; \\ \frac{b_1}{2}, & \text{если } h_i = 1; \\ \frac{h_i}{2} \cdot (b_1 + b_2), & \text{если } h_i \in (0,1), \end{cases} \quad (3.1)$$

$$(3.2)$$

$$(3.3)$$

где b_1, b_2 – длина нижнего и верхнего оснований усеченных термов выходной нечеткой переменной.

Шаг 4. Рассчитывается общая суммарная площадь $S_{\text{осп}}$ усеченных термов выходной нечеткой переменной [3]:

$$S_{\text{осп}} = \sum_{i=1}^n S_i. \quad (4)$$

Шаг 5. Вычисляется отношение площади усеченных термов к общей площади:

$$D = \frac{S_{\text{осп}}}{S_{\text{общ}}}. \quad (5)$$

Шаг 6. Дефаззификация четкого значения выходной переменной на основе линейной функции:

$$\alpha_{\text{вых}} = [D \cdot (\alpha_k - \alpha_n)] + \alpha_n. \quad (6)$$

где α_n, α_k – начальное и конечное значение суппорта выходной переменной ($\alpha_n=0, \alpha_k=1$ рис.2).

Путем моделирования шести шагов метода отношения площадей в программе Modelsim было установлено, что формула (3.3) самая трудоемкая операция. Сокращение числа операций в методе отношения площадей возможно за счет выражения переменной b_2 через переменную b_1 в формуле (3.3). Так как вершина основания b_2 зависит от нижней высоты усеченных термов h_i , то для каждого терма необходимо вычислять длину основания. Если найти способ выражения переменной b_2 через h_i и b_1 , то это поможет сократить время вычисления в методе отношения площадей примерно в 5 раз.

Для выражения переменной b_2 через переменную b_1 и сокращения числа операций рассмотрим следующую процедуру:

Шаг 1. Из подобия треугольников (рис. 4) получим выражение:

$$\frac{h_i'}{b_2} = \frac{h_i' + h_i}{b_1}, \quad (7)$$

где h_i' – верхняя высота усеченного терма, h_i – нижняя высота усеченного терма.

Так как $h_i' + h_i = 1$ то формула (7) примет вид:

$$\frac{h_i'}{b_2} = \frac{1}{b_1}. \quad (8)$$

Шаг 2. Найдем h_i' :

$$h_i' = 1 - h_i. \quad (9)$$

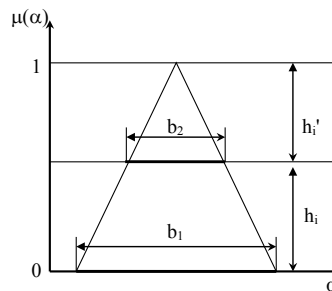


Рис.4. – Параметры треугольной функции принадлежности

Шаг 3. Подставим выражение (9) в формулу (8) и найдем переменную b_2 :

$$b_2 = b_1(1 - h_i). \quad (10)$$

Шаг 4. Подставим выражение (10) в формулу (3.3) вместо b_2 , тогда площадь каждого из усеченных термов вычисляется по формуле [4]:

$$S_i = \frac{h_i}{2} \cdot (b_1 + b_1(1 - h_i)). \quad (11)$$

Шаг 5. Подставив выражение (11) в формулу (4), определим суммарную площадь $S_{\text{осп}}$ усеченных термов выходной переменной:

$$S_{\text{осп}} = \sum_{i=1}^n \frac{h_i \cdot b_1(2 - h_i)}{2}. \quad (12)$$

Шаг 6. Формулы (1) и (12) подставим в формулу (5) и получим выражение для расчета отношения общей площади к площади усеченных термов:

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{h_i(2 - h_i)}{n\omega_i}. \quad (13)$$

Шаг 7. Выражение (13) подставим в формулу (6) и найдем четкое значение выходной переменной с помощью линейной функции:

$$\alpha_{\text{вых}} = \left[\sum_{i=1}^n \frac{h_i(2 - h_i)}{n\omega_i} \cdot (\alpha_k - \alpha_n) \right] + \alpha_n, \quad (14)$$

Экспериментальные исследования, предлагаемого линейного дефаззификатора проводились в системе Simulink. На рисунке 5 представлен график углов поворота звеньев робота-манипулятора

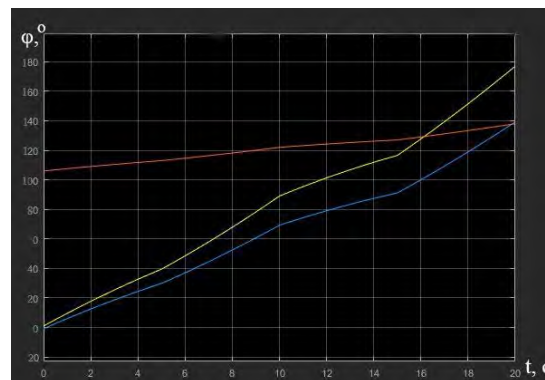


Рис. 5. Графики зависимостей углов поворота звеньев робота-манипулятора от времени использованием линейного дефаззификатора

Сравнивая рисунки 1 и 5 можно сделать вывод о том, что при использовании линейного дефаззификатора обеспечивается выполнение заданных диапазонов углов звеньев робота-манипулятора, что доказывает целесообразность использования, предлагаемого метода.

1. Бобыр М.В., Лунева М.Ю., Ноливос К.С.А. Алгоритмы функционирования робота-манипулятора // Промышленные АСУ и контроллеры, 2018, №7, 34-40.
2. Бобыр М.В., Лунева М.Ю., Ноливос К.С.А. Нечеткий цифровой фильтр для управления роботом-манипулятором ARMinO // Мехатроника, автоматизация, управление, 2019. Т. 40. №4. С. 244 – 250.
3. Бобыр М.В. Метод нелинейного обучения нейро-нечеткой системы вывода // Искусственный интеллект и принятие решений, 2018. №1. С.66-74.
4. Бобыр М.В., Кулабухов А.С., Милостная Н.А. Обучение нейро-нечеткой системы на основе метода разности площадей // Искусственный интеллект и принятие решений, 2016. №4. С. 15-26.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ НАДЕЖНОСТИ СИСТЕМЫ «ВАЛ - ПОДШИПНИК»

С.И. Малафеев^{1,2}, А.И. Копейкин², С.С. Малафеев³

¹Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия

²Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

³Владимирский политехнический колледж, Владимир, Россия

Рассматривается методика определения надежности системы «вал - подшипник» с учетом динамических нагрузок. Повреждающие факторы – циклические напряжения, контактные давления, электрохимическая коррозия и др., учитываются с помощью коэффициента воздействия, который экспериментально определяется в режиме колебаний вала с подшипником.

Введение

В современных мехатронных системах наиболее изнашиваемыми элементами электрических машин и механических передач остаются подшипники [1]. Срок службы подшипников ограничен, зависит от начального ресурса и применяемой консистентной смазки и обычно составляет 16000 – 40000 часов. Из опыта эксплуатации известно, что при использовании в технической системе бездефектного подшипника, основными причинами выхода его из строя являются: нарушение смазки (40%), нарушение сборки и монтажа (30%), неправильное применение (20%), повышенная вибрация и др., и только 10% — естественный износ [2]. Это означает, что на всех этапах жизненного цикла требуется адекватное моделирование, оценивание надежности и ресурса пар трения [3].

В настоящее время разработаны и широко используются специальные программы для выбора подшипников, например, SKF bearing beacon [4], APM Bear [5] и др. Программы дают возможность решать все основные задачи проектирования пар трения с учетом различных условий эксплуатации. Наибольшую сложность при этом представляет определение нагрузок. Мехатронные системы машин работают при случайных нагрузках и внешних воздействиях, отличающихся от расчетных значений. При этом ресурс подшипников находится в зависимости от характеристик и состояния смазки, температуры, загрязнения и других факторов, которые учитываются при проектировании с помощью поправочных коэффициентов [4, 6, 7].

В настоящей работе рассматривается методика расчета показателей надежности пар трения с учетом динамических нагрузок при циклическом режиме работы.

Анализ надежности пары трения

При оценке надёжности сопряжения «вал - подшипник» используется методика расчета, в которой принимается их основное (последовательное) соединение в схеме расчета надежности [8]. Но повреждающие факторы,

обусловленные действием реальных нагрузок и внешних воздействий различной природы взаимодействуют случайным образом и могут уменьшить либо увеличить потери на трение в узлах, улучшая или ухудшая ситуацию в плане надёжности. В справочных данных, в частности в стандарте ISO 281, указываются поправочные коэффициенты для ресурса, учитывающие условия работы [4, 6, 9].

Теоретическое или экспериментальное определение таких коэффициентов представляет самостоятельную сложную задачу из-за трудностей адекватного учета всех влияющих факторов в разных режимах работы.

Предлагаемый подход к определению дополнительного поправочного коэффициента воздействия k_b основан на использовании температуры перегрева подшипника в динамическом режиме работы в качестве определяющего показателя надежности пары трения. Тестовый динамический режим создается с помощью колебательной электромеханической системы [10, 11]. Типовая управляемая колебательная система для испытаний содержит синхронную электрическую машину с активным ротором и двумя (или тремя) обмотками на статоре [12]. Одна из обмоток подключается к источнику постоянного тока и выполняет функцию электрической пружины. Вторая обмотка подключается к выходу источника переменного напряжения и служит для создания переменного электромагнитного момента. Управление амплитудой и частотой колебаний осуществляется с помощью специальных обратных связей.

Оценивание поправочного коэффициента воздействия k_b и показателей надежности выполняется следующим образом.

Расчетная оценка вероятности безотказной работы $P_{расч}$ выполняется без учета действия внешних факторов, т.е. при $k_b=1$. Это можно выполнить по известным, например, справочным данным вероятности безотказной работы вала $P_{вал}$ и подшипников $P_{п}$ в номинальном режиме и в нормальных условиях, т.е.

$$P_{\text{расч}} = P_{\text{вал}} P_{\Pi}.$$

Далее проводятся статистические испытания, на основании которых определяется опытное значение вероятности безотказной работы p_3 узла в заданных условиях, учитывающее процессы статистического взаимодействия повреждений, обусловленных указанными выше факторами.

Значение коэффициента воздействия определяется по формуле

$$k_B = \frac{P_{\text{расч}}}{p_3} = \frac{P_{\text{вал}} P_{\Pi}}{p_3}.$$

Проведение испытаний на надёжность связано со значительными трудностями технического и временного характера. Определение k_B упрощается, если принять допущение, что повреждающие факторы – циклические напряжения, контактные давления, электрохимическая коррозия и др. обуславливают соответствующую температуру в зоне контакта, от которой в основном зависит работоспособность узла и которая определяется мощностью потерь ΔP в последнем. Текущее значение потерь рассчитывается по экспериментальным динамическим диссипативным характеристикам $M_c(\omega)$, получаемым колебательным методом [13]:

$$\Delta P = 2 \int_{-\omega_{\text{макс}}}^{+\omega_{\text{макс}}} M_c(\omega) d\omega,$$

где ω – угловая скорость;

$M_c(\omega)$ – момент сопротивления движению, вычисляемый по соотношению [12]:

$$M_c(\omega) = k_0 A \left\{ 1 + 0,166 A^2 \left[0,05(A^2 - 0,024 A^4) - 1 \right] \right\},$$

где $A = A_1 \sin \gamma + A_2 \sin 3\gamma + A_3 \sin \gamma + A_4 \sin 7\gamma$;

$$A_1 = [C_1 - 0,25(3C_2 - 2,5C_3 + 2,187C_4)];$$

$$A_2 = 0,25[C_2 - 0,25(5C_3 - 5,25C_4)];$$

$$A_3 = 0,0625[C_3 - 1,75C_4];$$

$$A_4 = 0,0156C_4;$$

$$C_1 = a'I_1 = a; \quad C_2 = 0,33a^3;$$

$$C_3 = 0,2a^5; \quad C_4 = 0,143a^7;$$

$$a' = \frac{k_{\text{и}}}{I_B}; \quad \gamma = 2\pi ft \pm \beta;$$

$k_{\text{и}}$ – конструктивный коэффициент электромеханической системы, в рассматриваемом случае $k_{\text{и}} = 0,6$;

β – фазовый сдвиг тока относительно напряжения в обмотке переменного тока относительно питающего напряжения;

f – частота тока в обмотке переменного тока;

k_0 – коэффициент пропорциональности между током и моментом;

t – время.

Трение служит причиной необратимых потерь энергии в подшипниках, вызывающих увеличение температуры. Поэтому для оценивания долговечности подшипника можно использовать гипотезу линейного истощения ресурса, интерпретируемую зависимостью [14]

$$\frac{T}{T_{\text{н}}} = f\left(\frac{\theta_{\text{п}}}{\theta_{\text{пн}}}\right),$$

где T и $T_{\text{н}}$ – фактический срок службы подшипника и подшипника, работающего при номинальной температуре узла трения; $\theta_{\text{п}}$ и $\theta_{\text{пн}}$ – соответственно действительный и номинальный перегревы.

Дополнительный (по отношению к номинальному) перегрев в рабочем режиме определяется по формуле [10]

$$q_{\text{п}} = a + b \left(\frac{\Delta P_{\text{ф}}}{\Delta P_{\text{н}}} \right)^2,$$

где $\Delta P_{\text{ф}}$ – фактические потери мощности в рабочем режиме;

$\Delta P_{\text{н}}$ – потери мощности в номинальном режиме;

a и b – коэффициенты пропорциональности.

По гипотезе линейного истощения ресурса среднее время безотказной работы при перегреве уменьшится в $q_{\text{п}}$ раз. Тогда, при использовании модели экспоненциального закона надёжности, получаем возрастание фактической интенсивности отказов $\lambda_{\text{ф}}$ по сравнению с номинальной $\lambda_{\text{н}}$ в среднем в $q_{\text{п}}$ раз, т.е. $\lambda_{\text{ф}} = q_{\text{п}} \lambda_{\text{н}}$. Следовательно

$$k_B = \frac{P_{\text{расч}}}{p_3} = \frac{\exp\left[-\int_0^t \lambda_{\text{н}}(t) dt\right]}{\exp\left[-\int_0^t \lambda_{\text{ф}}(t) dt\right]} = \exp[(q_{\text{п}} - 1)\lambda_{\text{н}} t]$$

Экспериментальные исследования пары трения при колебательном движении

Опытная проверка предлагаемого подхода к расчёту надёжности выполнялась для пар трения двигателя И-6615-02. Полученная по данным эксперимента зависимость $M_c(\omega)$ в режиме непрерывных механических колебаний при номинальном режиме представлена на рис. 1. Точками на диаграмме отмечены угловые положения ротора. На рис. 2 показана зависимость $M_c(\omega)$, полученная при других условиях эксперимента.

В результате экспериментов, определены потери мощности: при холостом ходе $\Delta P_{\text{н}} = 2,75$ Вт, а при работе в номинальном режиме $\Delta P_{\text{н}} = 13,6$ Вт; при работе в режиме дополнительного

воздействия $\Delta P_\phi = 20$ Вт.

Для подшипника И-6615-02 экспериментально определены коэффициент пропорциональности $a = 0,2$ и $b = 0,83$. Тогда дополнительный перегрев подшипника при внешнем воздействии $q_\Pi = 2$.

Следовательно, коэффициент воздействия равен $k_B = \exp[(q_\Pi - 1)\lambda_\Pi t] = \exp(\lambda_\Pi t)$.

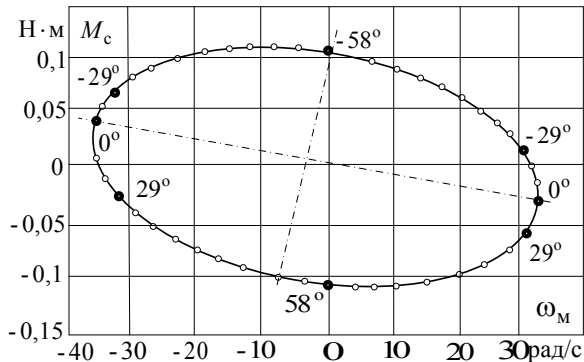


Рис. 1. Зависимость момента сопротивления от частоты в электро-механической колебательной системе при номинальном режиме; частота колебаний $f = 5,55$ Гц; амплитуда колебаний $\theta_M = 58^\circ$; ток в обмотке постоянного тока 0,3 А; ток в обмотке переменного тока 0,18 А

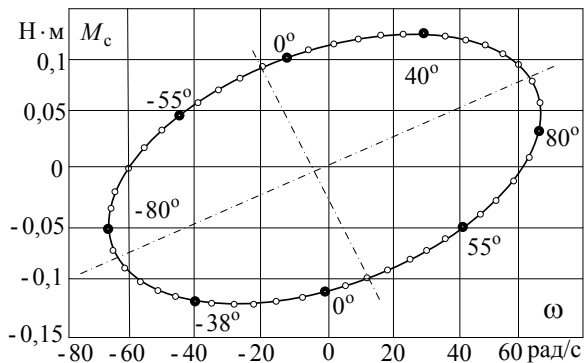


Рис. 2. Зависимость момента сопротивления от частоты в колебательной системе в нагруженном режиме; частота колебаний $f = 6,85$ Гц; амплитуда колебаний $\theta_M = 78^\circ$; ток в обмотке постоянного тока 0,4 А; ток в обмотке переменного тока 0,43 А

Заключение

Результаты исследований показывают:

- коэффициент воздействия k_B есть переменная величина, имеющая функциональную зависимость от взаимосвязанных элементов механического сопряжения вал - подшипники;
- колебательный метод позволяет экспериментально определить коэффициент воздействия k_B ; в этом случае обеспечивается учет изменений сил и моментов трения в динамическом режиме; механическими параметрами опытной установки;

- одним из основных факторов, влияющих на

трение, износ и, как следствие, на долговечность конкретного узла механического сопряжения и изделия в целом, является его температура, зависящая от потерь в паре трения, и влияющая на его надежность.

1. Safin N., Prakht V., Dmitrievskii V. Bearing fault diagnostic of induction motor by stator currents analysis based on Park's vectors approach // Applied Mechanics and Materials. - 2015. Vol. 698. - P. 83-89.
2. Костюков В.Н., Науменко А.П. Практические основы виброакустической диагностики машинного оборудования. Омск: ОмГТУ, 2002. - 108 с.
3. Малафеев С.И., Копейкин А.И., Малафеев С.С. Экспериментальное исследование пар трения в динамическом режиме // Материалы Международной (XX Всероссийской) научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития электро- и теплотехнологии» (Бенардосовские чтения). 29 – 31 мая 2019 г., III том. Электротехника. – Иваново, ИГЭУ имени В.И. Ленина, 2019. – С. 48 – 51.
4. Подшипники качения. – SKF Group, 2017. – 1362 с.
5. АРМ Беар. Система расчета подшипников качения. Руководство пользователя. – М., Научно-технический центр «Автоматизированное проектирование машин». - 2015. – 29 с.
6. Handbook of Reliability Prediction Procedures for Mechanical Equipment. Logistics Technology Support. Naval Surface Warfare Center. Carderock Division, West Bethesda, 2010. – 505 p.
7. Qiu M., Chen L., Li Y., Yan J. Bearing Tribology. Principles and Applications. – National Defense Industry Press; Springer, 2017. 333 p. DOI 10.1007/978-3-662-53097-9.
8. Титов В.В. Проблемы расчета, проектирования испытаний трибосопряжений летательных аппаратов ОКБ Сухого. Труды IX Международной ИТК «Трибология – машиностроению». – М.: Институт компьютерных исследований. 2016. - С. 233 – 234.
9. ГОСТ 18855-94 (ИСО 281-89). Подшипники качения. Динамическая расчетная грузоподъемность и расчетный ресурс (долговечность). – М., Стандартинформ, 2009. – 20 с.
10. Малафеев С.И., Копейкин А.И. Идентификация механических потерь в подшипниках электрических машин в режиме колебаний // Электротехника, 2006, № 4. – С. 57 – 60.
11. Malafeev S.I., Kopeykin A.I., Malafeev S.S. Investigation of the characteristics of friction pairs in the oscillation regime: the method and implementation of the mechatronic oscillatory system. - Proceedings of BALTRIB'2017 edited by prof. J. Padgurskas. eISSN 2424-5088/eISBN 978-609-449-039-4. 2017. – p. 137 – 142. <https://doi.org/10.15544/baltrib.2017.24>
12. Копейкин А.И., Малафеев С.И. Управляемые электро-механические колебательные системы. – Владимир, Посад, 2001. 128 с.
13. Малафеев С.И., Копейкин А.И., Малафеев С.С. Анализ момента сопротивления при колебаниях в электро-механической системе. Труды XII Международной научно-технической конференции «Трибология – машиностроению». – М.: Институт компьютерных исследований, 2018. - С. 309 – 312.
14. Малафеев С.И., Копейкин А.И. Надежность технических систем. Примеры и задачи. М. - СПб. - Краснодар, Издательский центр «Лань», 2012. – 320 с.

МЕХАТРОННАЯ СИСТЕМА С СИНХРОННЫМ РЕАКТИВНЫМ ДВИГАТЕЛЕМ

С.И. Малафеев¹, А.А. Малафеева², А.Л. Дудулин²

¹ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия; simalafeev@gmail.com

²Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

Приведены результаты проектирования, моделирования и исследования мехатронной системы с синхронным реактивным двигателем СРД160М6ie2, разработанным и изготовленным в ПАО НИПТИЭМ. Рассмотрены основные компоненты мехатронной системы. На основании выполненных исследований сформулированы основные направления работ по развитию и промышленному использованию мехатронных систем с синхронными реактивными двигателями.

Введение

Синхронно-реактивные двигатели (СРД), или синхронные электродвигатели с анизотропной магнитной проводимостью ротора, – перспективные электромеханические преобразователи энергии для современных мехатронных систем [1 - 4]. Основные преимущества СРД – простая конструкция ротора и машины в целом, отсутствие на роторе обмоток и постоянных магнитов, малый момент инерции ротора. Машины имеют высокий КПД, характеризуются меньшей величиной перегрева обмотки статора и подшипниковых узлов по сравнению с асинхронными двигателями. При этом конструкция СРД обеспечивает максимальную унификацию технологии производства с асинхронными двигателями (АД).

Широкое использование СРД началось в конце прошлого века в связи с развитием силовой преобразовательной техники [4, 5]. Лидером компаний, освоивших выпуск СРД, считается фирма АВВ, имеющая с 2012 г. в своей продукции линейку СРД мощностью от 17 до 350 кВт [5]. Фирма АВВ декларирует, что в системе привода с СРД по сравнению с асинхронным приводом с двигателем того же габарита с высоким классом энергоэффективности IE2 по ГОСТ IEC 60034-30-1-2016, потери снижаются на 10...20% [6]. При сохранении класса энергоэффективности электрической машины появляется возможность снижения габарита электродвигателя на одну ступень по высоте оси вращения.

Применение СРД в отечественных разработках сдерживается из-за отсутствия серийного производства машин. Для успешного применения новых двигателей в различных системах требуются как теоретические исследования, так и экспериментальные данные о характеристиках и особенностях СРД по сравнению с машинами других типов. В настоящей работе приведены результаты разработки и экспериментального исследования синхронного реактивного двигателя мощностью 18,5 кВт, выполненные в ПАО «НИПТИЭМ», г. Владимир [7].

Экспериментальные исследования СРД

Основные технические данные СРД160М6ie2: мощность $P_2=18,5$ кВт, действующее значение номинального линейного напряжения $U=290$ В, номинальная частота напряжения $f=50$ Гц, номиналь-

ный фазный ток $I=54$ А, $\cos\phi=0,749$, КПД = 90,4%, номинальный момент $M_n=177$ Нм при частоте вращения 1000 об/мин, число полюсов $2p=6$. Высота оси вращения 160мм, масса 132 кг. Снижение напряжения относительно стандартного объясняется исследовательскими целями, и было сделано для увеличения кратности максимального момента при ограничении напряжения, генерируемого стандартным преобразователем частоты.

Сравнительные энергетические характеристики асинхронного и синхронно-реактивного электродвигателей, полученные в эксперименте при питании от сети переменного тока, приведены на рис. 1 [7]. Сравнение характеристик СРД проводилось с асинхронным двигателем 7AVER180M6ie2 разработки ПАО «НИПТИЭМ», изготовленном на ООО «ПК Владимирский электромоторный завод». Основные технические данные двигателя: $P_2=18,5$ кВт, $U=380$ В, $f=50$ Гц, $I=37$ А, $\cos\phi=0,875$, КПД = 89,5%, $M_n=180$ Нм, $2p=6$. Высота оси вращения 180мм, масса 169кг. Приведенные экспериментальные зависимости КПД и коэффициента мощности от нагрузки свидетельствуют о преимуществах СРД, главным образом, при частичных нагрузках.

Моделирование мехатронной системы с СРД

Моделирование мехатронной системы с векторным управлением выполнено с помощью Simulink [8]. Составленная модель мехатронной системы верифицирована на основе экспериментальных данных. С использованием модели исследованы различные алгоритмы управления двигателем: максимального крутящего момента на ампер (МТРА) и максимального крутящего момента на вебер (МТРВ).

Система управления СРД

Мехатронная система включает следующие основные компоненты: СРД, обмотка статора которого получает питание от преобразователя частоты с промежуточным звеном постоянного тока, состоящим из активного выпрямителя и трехфазного мостового транзисторного инвертора напряжения. Система управления реализована по принципу подчиненного регулирования координат с подчиненным контуром регулирования тока.

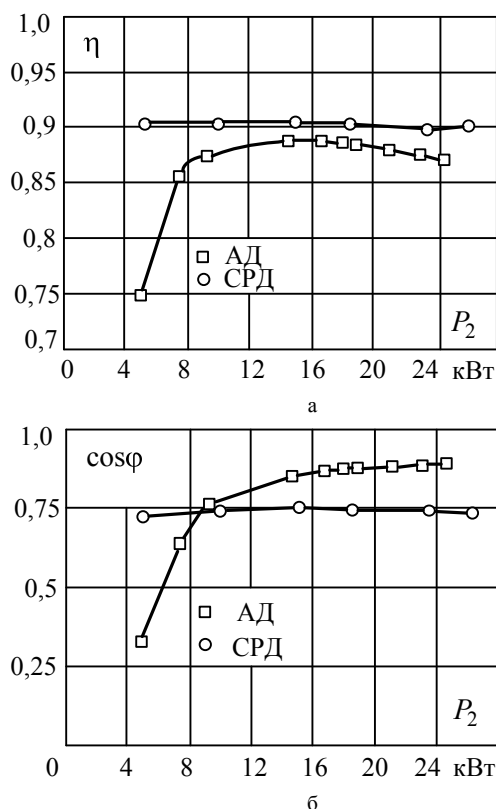


Рис. 1. Зависимость КПД η (а) и коэффициента мощности $\cos\phi$ (б) СРД от нагрузки

Инвертор построен по классической схеме на IGBT-транзисторах компании Infineon FF400R12KE3. Для управления транзисторными ключами разработаны специальные драйверы, обеспечивающие гальваническую изоляцию 3,75кВ, напряжение смещения затвора +15В/-5В, зарядный и разрядный ток затвора 16А. Применена также токовая защита полумоста по напряжению коллектор-эмиттер нижнего транзистора. В звене постоянного тока применены фильтрующие конденсаторы и разрядные резисторы, управляемые отдельным IGBT-модулем.

Система управления содержит основную плату с микроконтроллером (STM32F103C8T6), плату датчиков напряжения (SV025) и плату датчиков тока (ДТХ200). Основная плата реализует следующие функции: трехфазный ШИМ сигнал управления IGBT-модулями с аппаратной реализацией остановки по аварийному сигналу драйверов; нормализацию аналоговых сигналов при помощи операционных усилителей; двухполярное питание датчиков тока и напряжения +15В/-15В; преобразование сигнала абсолютного энкодера (Baumer BMMH 58S1N05C10/15B25); гальванически изолированные интерфейсы RS-485 и CAN, пользовательские кнопки; дисплей; датчики температуры; управление вентиляторами и реле Soft-Start.

Разработанная мехатронная система предназначена для управления экструдером.

Заключение

Синхронный реактивный двигатель является перспективной электрической машиной для мехатронных систем с повышенными требованиями к энергоэффективности. Наиболее проявляются его преимущества в области частичных нагрузок и на малых частотах вращения в режимах подхвата и реверса. Более высокая по сравнению с асинхронной машиной габаритная мощность позволяет снизить затраты на производство и использовать данный тип двигателя в критичных для этого показателя системах.

Результаты моделирования позволяют выполнить сравнение различных алгоритмов управления и проводить параметрический синтез системы управления.

Изготовленный макет инвертора позволяет производить испытания различных алгоритмов управления на реальной машине. Дальнейшие исследования будут посвящены формализации выбора параметров системы управления, алгоритмам бездатчикового управления и прямого управления моментом.

- 1 Matyska P. Advantages of Synchronous Reluctance Motors // Transactions on Electrical Engineering, 2014, Vol. 3 (2014), No. 2, pp. 44 - 47.
- 2 Dmitrievskii V., Prakht V., Kazakbaev V., Oshurbekov S., Sokolov I. Development and experimental study of the high efficient synchronous reluctance motor // Proceedings of the International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM), 2016, Capri, Italy, IEEE, pp. 407 – 412, 22 - 24 June 2016.
- 3 Kostko J.K. Polyphase reaction synchronous motors // Journal Amer. Inst. Electrical Engineers, 1923, vol. 42, pp. 1162 - 1168.
- 4 Lawrenson P., L. Agu L. Theory and performance of polyphase reluctance machines // Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, IEEE, 1964, vol. 111, No. 8, pp. 1435 - 1445.
- 5 Low voltage IE4 synchronous reluctance motor and drive package for pump and fan applications. ABB 9AKK105828 EN 06-2013. ABB Motors and Generators. 2013, 47 p.
- 6 Dorrell D. A Review of the Methods for Improving the Efficiency of Drive Motors to Meet IE4 Efficiency Standards // Journal of Power Electronics, Vol. 14, No. 5, pp. 842 - 851, September 2014. <http://dx.doi.org/10.6113/JPE.2014.14.5.842>.
- 7 Zaharov A.V., Malafeev S.I., Dudulin A.L. Synchronous reluctance motor: Design and experimental research // X International Conference on Electrical Power Drive Systems (ICEPDS) : 3 - 6 Oct. 2018, Novocheboksak, Russia, pp. 1 – 4. Date Added to IEEE Xplore: 13 December 2018. DOI: 10.1109/ICEPDS.2018.8571500.
- 8 Малафеев С.И., Дудулин А.Л. Исследование и моделирование мехатронной системы с синхронно-реактивным двигателем // Материалы Международной (XX Всероссийской) научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития электро- и теплотехнологии» (Бенардосовские чтения), 29 – 31 мая 2019 г., III том. Электротехника. – Иваново, ИГЭУ имени В.И. Ленина, 2019. – С. 45 – 48.

МОДЕЛИ ТРЕНИЯ И КОРРЕКЦИЯ В МЕХАТРОННЫХ СИСТЕМАХ

С.И. Малафеев¹, А.А. Малафеева²

¹Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия; simalafeev@gmail.com

²Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

Выполнен аналитический обзор моделей трения в мехатронных системах. Рассмотрены наиболее важные для мехатронных систем с трением модели, учитывающие залипание при нулевой скорости (трение покоя), нелинейную зависимость силы трения от скорости, гистерезис, и другие факторы. Для обеспечения заданного качества процессов регулирования в мехатронных системах требуется адекватный учет трения и применение средств специальной коррекции. Приведены результаты исследования модели следящей системы с трением в механической передаче.

Введение

В системах управления движением трение является причиной снижения точности позиционирования, колебаний, нарушения устойчивости, возрастания потерь [1 - 6]. Роль трения в процессе регулирования впервые объяснил английский астроном, физик и математик Г. Эйри [7]. При работе с астрономической трубой, автоматически следящей за движущимся объектом наблюдения, он обратил внимание на то, что центробежный регулятор, подключаемый к трубе, вращающейся за счет присоединенного к ней груза, иногда обеспечивает равномерное вращение трубы, но часто вызывает колебания. В поисках причины колебаний инструмента Г. Эйри вывел уравнения движения трубы и регулятора и нашел их приближенное решение. Г. Эйри объяснил роль трения в процессе регулирования и изобрел специальное тормозное устройство - жидкостный катакт.

Интерес к изучению трения в процессах управления наблюдался всегда и во всех областях техники, например, в станках, роботах, прецизионных системах микроэлектроники, мехатронике и др. [6, 8 - 10]. Трение появляется при взаимодействии между двумя поверхностями при контакте и зависит от множества факторов: упругих и пластических деформаций, материалов и характеристик поверхностей взаимодействующих деталей, смазки, загрязнений, температуры и др. [2, 4, 6, 11]. Для корректного проектирования мехатронной системы требуется использование адекватных моделей, отражающих важные для конкретной задачи эффекты, обусловленные трением.

В настоящей работе выполнен краткий анализ известных моделей трения и приведены результаты исследования и разработки способов коррекции мехатронных систем с трением.

Модели трения в мехатронных системах

Трение - сложное физическое явление, общее математическое описание которого в настоящее время отсутствует. Наиболее важные для технических систем эффекты, обусловленные трением, это залипание при нулевой скорости (трение покоя), деформации, нелинейная зависимость силы трения от скорости, гистерезис, разрушение поверхности,

эволюция характеристик под влиянием смазки, температуры и других внешних факторов [5, 11 - 14]. В мехатронной системе трение модифицирует свойства и характеристики спроектированного устройства. Поэтому адекватный учет трения и применение средств специальной коррекции необходимы для обеспечения заданного качества процессов регулирования.

В результате исследования различных эффектов в технических системах при действии трения в настоящее время создано и используется множество разнообразных моделей трения [1, 3, 9, 15]. Все известные модели имеют феноменологический характер и отражают отдельные стороны сложного физического явления. Простые классические модели основаны на постулатах Г. Амонтона [16]. В 1785 г. Кулон предложил простую модель шероховатости, которая используется для расчета силы трения

$$F_f = \mu F_n \operatorname{sgn}(v), \quad (1)$$

где μ - коэффициент трения; F_n - сила нормального давления; v - скорость перемещения контактирующих поверхностей.

Статическая модель (1) не имеет диссипативных компонентов и не учитывает истории процесса движения. Сила, необходимая для инициирования движения, есть сила трения покоя F_{Π} . Она обычно превышает значение силы трения при движении и зависит от времени пребывания контактирующих поверхностей в состоянии покоя. Модель вязкого трения предложена О. Рейнольдсом [17]. Вязкое трение зависит от скорости и может быть представлено в виде $F_v(v) = \gamma v$, где γ - коэффициент вязкого трения.

Р. Штрибек на основе исследования трения в шарикоподшипниках обнаружил, что сила трения уменьшается с увеличением скорости в определенных скоростных режимах [18]. Сила трения за счет действия смазки обычно уменьшается при увеличении скорости с нулевого значения. В модели, представленной Д. Карноппом, учитываются процессы при нулевой скорости с помощью блока «мертвая зона» [19]. Модели, учитывающие эффекты кулоновского и вязкого трения и эффекта

Штрибека дают макроскопическое описание трения в приводных системах, которое используется при исследовании мехатронных систем [1, 19, 20]. В работе [21] предложена модель трения в виде

$$F_f(v) = \left[F_0 + (F_{\Pi} - F_0) \exp\left(-\left|\frac{v}{v_{00}}\right|^{\vartheta}\right) \right] \operatorname{sgn}(v) + F_v(v),$$

где F_0 - сила кулоновского трения, не зависящая от трения; v_0 - скорость, соответствующая минимуму зависимости Р. Штрибека; ϑ - эмпирический коэффициент.

В работе [22] рассмотрена модель, отражающая эффект «памяти» при статическом контакте взаимодействующих тел.

Для уточненного описания трения разработано множество динамических моделей [23]. В основе модели П. Даля лежит зависимость напряжение-деформация в классическом твердом теле. При действии силы напряжение увеличивается до разрыва. Модель П. Даля имеет вид

$$\frac{dF_f}{dx} = \sigma \left(1 - \frac{F_f}{F_{\Pi}} \operatorname{sgn} v \right)^{\delta},$$

где F_{Π} - сила трения покоя; x - перемещение; σ - жёсткость; δ - параметр, определяющий форму кривой напряжение – деформация. Обычно принимается $\delta = 1$.

Модель П. Даля не учитывает эффект Р. Штрибека. Модель ЛуГре (разработана учеными университетов в Лунде и Гренобле) представляет собой дальнейшее развитие модели П. Даля [23]. В ней учитывается эффект Р. Штрибека. Модель основана на щетинной интерпретации трения. Трение моделируется как среднее отклоняющая сила упругих пружин. При действии тангенциальной силы щетинки отклоняются как пружины. Если прогиб достаточно велик, начинается скольжение щетинок. Среднее отклонение щетины для установившегося движения определяется по скорости. Прогиб уменьшается с увеличением скорости. Поверхности раздвигаются смазкой и моделируют эффект Р. Штрибека. Различные модификации модели ЛуГре, а также другие динамические модели трения представлены в [2, 4, 23].

В основе непараметрических методов для идентификации и моделирования трения лежат современные инструментарию искусственного интеллекта: нейронные сети, нечеткая логика, генетические алгоритмы, машинное обучение и др. Искусственная нейронная сеть с обратным распространением для моделирования и компенсации трения в мехатронных системах с различными структурами рассмотрена в [30, 31].

Коррекция в мехатронных системах с трением

Трение в мехатронных системах ограничивает точность позиционирования и может привести к потере устойчивости. Негативное влияние трения в

автоматических системах может быть уменьшено с помощью специальных корректирующих устройств. Подробный анализ методов компенсации влияния трения дан в [3, 9, 10, 23]. Основные способы компенсации: использование ПД-регулятора, интегрального управления, импульсного управления, нелинейных контроллеров, вибрационное воздействие на систему с трением и др.

Различные проявления трения: зависимость силы трения от скорости, залипание при нулевой скорости, случайный характер изменения характеристики трения и др., не позволяют предложить универсальный метод коррекции. Поэтому для конкретных мехатронных систем актуальна разработка простых и эффективных способов коррекции.

В основе непараметрических методов для идентификации и моделирования трения лежат современные инструментарию искусственного интеллекта: нейронные сети, нечеткая логика, генетические алгоритмы, машинное обучение и др. Искусственные нейронные сети с обратным распространением для моделирования и компенсации трения в мехатронных системах с различными структурами рассмотрены в [3, 24].

В работах [25] предложено для компенсации влияния трения использовать комбинированное управление, в том числе с помощью наблюдателей. Большой интерес представляет использование методов нечеткой логики для моделирования трения и управления скоростью в мехатронных системах с фрикционной нагрузкой [26, 27]. Результаты, представленные в указанных работах, свидетельствуют об эффективности применения нечетких правил для моделирования и управления в мехатронных системах с трением.

Исследование и моделирование следящей системы с трением в механической передаче

Изменение свойств мехатронной системы при действии трения проявляется, во-первых, в образовании нелинейной обратной связи со случайными параметрами, во вторых, в дополнительной случайной нагрузке при движении и, в третьих, в «самоторможении» при нулевой скорости. Эффективным способом снижения чувствительности системы к действию трения в механической передаче является применение принципа подчиненного регулирования координат, в том числе, с адаптивным изменением коэффициентов регуляторов [28].

На рис. 1 показана структурная схема трехконтурной следящей системы с главной обратной связью по углу поворота и двумя подчиненными контурами угловой скорости и тока. В системе использован двигатель постоянного тока. На схеме обозначено: u - напряжение на якорной обмотке двигателя; r и L - активное сопротивление и индуктивность якорной обмотки двигателя; c - конструктивная постоянная двигателя; J - момент инерции вращающихся масс; i - ток якорной обмотки; Ω - угловая скорость; φ - угол поворота;

M_n - момент внешних сил; $G(u)$ - нелинейная характеристика, отражающая ограничение выходного сигнала регулятора тока; $H_y(s)$ - передаточная функция усилителя мощности; c - конструктивная постоянная двигателя; k_ϕ , k_Ω и k_i - коэффициенты передачи датчиков положения, угловой скорости и тока; k_p - коэффициент передачи редуктора; $M_f(\Omega)$ - зависимость момента нагрузки от скорости; M - электромагнитный момент двигателя; $F(M, M_f, \Omega)$ - нелинейная зависимость, моделирующая торможение двигателя за счет сил трения;

$$F(M, M_f, \Omega) = \begin{cases} M - M_n & \text{при } \Omega \neq 0; \\ 0 & \text{при } |M| - |M_n| < 0 \text{ и } \Omega = 0. \end{cases}$$

Для моделирования зависимости момента $M_T(\Omega)$ силы трения от угловой скорости Ω при вращательном движении используется выражение [29]

$$M_f(\Omega) = M_0 e^{-\alpha|\Omega|} \operatorname{sgn} \Omega + \gamma \Omega,$$

где M_0 - момент трения покоя; α , γ - коэффициенты.

В системе использованы ПИ-регуляторы тока, скорости и положения с передаточными функциями соответственно:

$$H_{\text{рт}}(s) = \frac{k_{\text{рт}}(T_{\text{рт}}s + 1)}{T_{\text{рт}}s}; \quad H_{\text{рс}}(s) = \frac{k_{\text{рс}}(T_{\text{рс}}s + 1)}{T_{\text{рс}}s};$$

$$H_{\text{рп}}(s) = \frac{k_{\text{рп}}(T_{\text{рп}}s + 1)}{T_{\text{рп}}s},$$

где $k_{\text{рт}}$, $k_{\text{рс}}$, $k_{\text{рп}}$ - коэффициенты передачи ПИ-регуляторов соответственно тока, скорости и положения; $T_{\text{рт}}$, $T_{\text{рс}}$, $T_{\text{рп}}$ - постоянные времени ПИ-регуляторов соответственно тока, скорости и положения.

Исследование модели системы выполнено с использованием Simulink. При моделировании были использованы следующие параметры системы: $r = 1$ Ом; $L = 0,05$ Н; $J = 0,2$ кг·м²; $c = 1$ Н·м/А; $k_p = 0,2$; $H_y(s) = k_y = 25$; $k_i = 0,1$ В/А; $k_\Omega = 1$ В·с/рад; $M_0 = 5$ Н·м; $\alpha = 2$ с/рад; $\gamma = 0,2$ Н·м·с/рад; $k_{\text{рт}} = 2$; $T_{\text{рт}} = 0,05$ с; $k_{\text{рс}} = 50$; $T_{\text{рс}} = 0,5$ с; $k_{\text{рп}} = 10$; $T_{\text{рп}} = 5$ с. На рис. 2 показаны осциллограммы процессов для угла поворота, угловой скорости и момента силы трения, полученные при моделировании системы при отработке различных рассогласований. Таким образом, применение ком-

бинированного регулирования в следящей системе позволяет уменьшить статическую ошибку, обусловленную трением.

Заключение

Трение – сложное физическое явление, для математического описания которого разработано и используется большое количество феноменологических моделей. Для анализа и синтеза мехатронных систем основной интерес представляют макроскопические модели, учитывающие залипание при нулевой скорости, эффект Р. Штрибека и вязкое трение.

Различные проявления трения: зависимость силы трения от скорости, залипание при нулевой скорости, случайный характер изменения характеристики трения и др., а также сложность адекватного математического описания фрикционного взаимодействия в мехатронных системах не позволяют предложить универсальный метод коррекции. Поэтому для конкретных мехатронных систем актуальна разработка простых и эффективных способов коррекции.

Направление дальнейших исследований - разработка способов коррекции при случайных изменениях и эволюции характеристики трения.

1. Armstrong-Helouvry B. Control of Machines with Friction. Boston, MA, Kluwer, 1991. – 173 p.
2. Panjkovic V. Friction and the Hot Rolling of Steel. New York, CRC Press, 2014. – 216 p.
3. Ismaila B, Tijani, Rini Akmelawati and Momoh Jimoh E. Salami. Artificial Intelligent Based Friction Modelling and Compensation in Motion Control System // Advances in Mechatronics, Horacio Martinez-Alfaro (Ed.), 2011, pp. 43 - 68. ISBN: 978-953-307-373-6.
4. Крагельский И.В., Щедров В.С. Развитие науки о трении. Сухое трение. М., Издательство АН СССР, 1956. – 237 с.
5. Комлев В.П., Евстигнеева А.А., Малафеев С.И., Исследование модели электропривода постоянного тока с нагрузкой типа сухое трение // Известия вузов СССР. Приборостроение, 1983, №7. – С. 33 – 36.
6. Трибология. Международная энциклопедия в 12-ти томах. Т. 2. Машины, станды и устройства для трибоиспытаний, включая английские слова и выражения / Под ред. К.Н. Войнова. - СПб. - Краснодар, Анима, 2011. – 256 с.
7. Airy G. On the regulator of the clock-work for effecting Uniform Movement of Equatoriales // Memoirs of the Royal Astronomical Society. – London, 1840. V. XI. - P. 249 – 267.
8. Austin K.J., McAree P.R. Transmission Friction in an Electric Mining Shovel // Journal of Field Robotics, 2007, 24(10), pp. 863 – 875 Wiley Periodicals, Inc. Published online in Wiley InterScience DOI: 10.1002/rob.20223.
9. Rafan N.A., Z. Jamaluddin Z., Abdullah L., Chiew T.H., and M. Mat Ali H. Review on Friction Compensation Approach For Machine Tools Application // iDECON 2012 – International Conference on Design and Concurrent Engineering Universiti Teknikal Malaysia Melaka (UTeM), 15 - 16 October 2012, pp. 1 – 6. DOI: 10.13140/RG.2.1.1759.0249.
10. Garretson J.R., W.T. Becker W.T., and S. Dubowsky S. The Design of a Friction Compensation Control Architecture for a

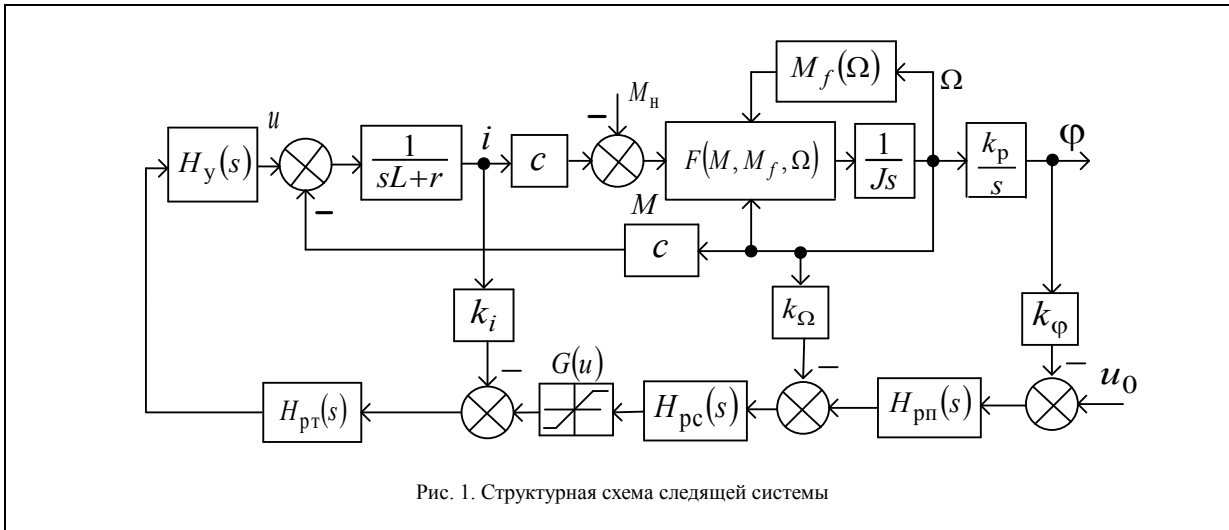


Рис. 1. Структурная схема следящей системы

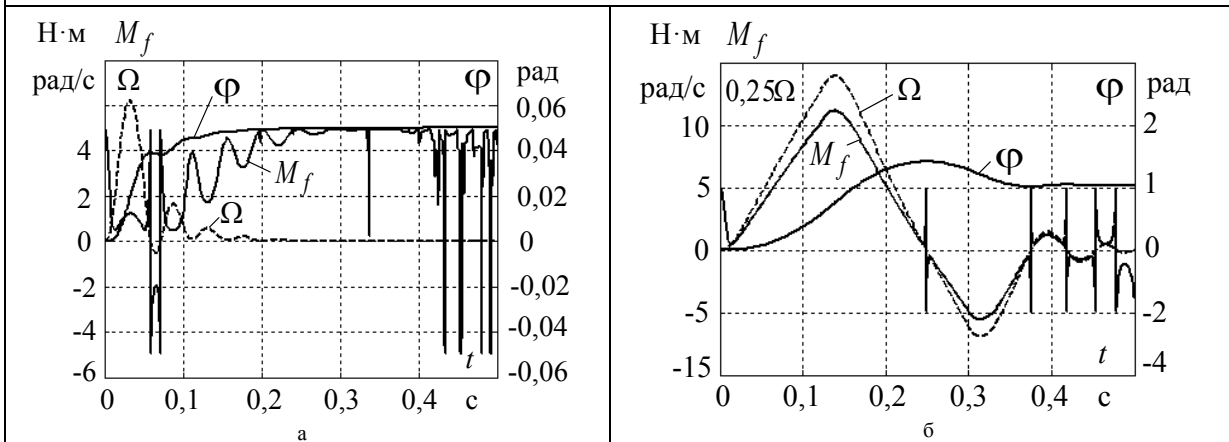


Рис. 2. Переходные процессы для угловой скорости Ω , угла поворота φ и момента трения M_f в следящей системе при отработке углов поворота $\Delta\Omega = 0,02$ рад (а) и $\Delta\Omega = 1$ рад (б)

Heavy Lift Precision Manipulator in Contact with the Environment // Proceedings of the 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, Orlando, Florida, May 2006, pp. 31 – 36.

11. Мышкин Н.К., Петроковец М.И. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии. – М., Физматлит, 2007. – 368 с.
12. Крагельский И.В., Виноградова И.Э. Коэффициенты трения. Справочное пособие. – М., Машгиз, 1962. – 211 с.
13. Blau P.J. Friction Science and Technology: from concepts to applications. CRC Press, 2009. – 436 p.
14. Колчин Н.И. Механика машин. Т. 2. Кинестатика и динамика машин. Трение в машинах. – М.-Л., Машгиз. – 536 с.
15. S. Andersson, A. Söderberg, S. Björklund. Friction models for sliding dry, boundary and mixed lubricated contacts // Tribology International 40 (2007) 580–587. doi:10.1016/j.triboint.2005.11.014.
16. Amontons, G. De le r'esistance caus'ee dans les machines // M'emoires de l'Academie des Sciences, 1699, pp. 203 - 222.
17. O. Reynolds. On the theory of lubrication and its application to Mr. Beauchamp Tower's experiments, including an experimental determination of the viscosity of olive oil // Phil. Trans. Royal Soc., 1886, 177, pp. 157 - 234.
18. Stribeck P. Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager – The key qualities of sliding and roller bearings // Zeitschrift des Vereines Seutscher Ingenieure, 1902, 46H38,39I:1342–48, pp.1432–1437.
19. Karnopp D. Computer simulation of slip-stick friction in mechanical dynamic systems // Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 1985, 107H11, pp. 100–103.
20. Malafeev S.I., Konyashin V.I., and Malafeeva A.A. Determining the Frictional Force in the Rolling of Metal // Russian Engineering

- Research, vol. 35, no. 11 (2015), pp. 760 – 762.
21. Iurian, C., Ikhouane F., Rodellar J. et al. Identification of a System with Dry Friction. - Universitat Politècnica de Catalunya, Institut d'Organització i Control de Sistemes Industrials, 2005. - 146 p. IOC-DT-P-2005-20.
22. Dahl P. A solid friction model. Technical Report TOR-0158H3107–18I-1, The Aerospace Corporation, El Segundo, CA, California, 1968. 31p.
23. Olsson H., Astrom K.J., Canudas de Wit C., Gäfvert M., and Lischinsky P. Friction Model and Friction Compensation // European Journal of Control, 1998, vol. 4, no. 3, pp. 176 - 195.
24. Wahyudi M. and Tijani B.I. Friction Compensation for Motion Control System using Multilayer Feedforward Network, Proceeding of the 5th International Symposium on Mechatronics and its Applications (ISMA08), Amman, Jordan, 2008, May 27 – 29, pp. 1 – 6. DOI: 10.1109/ISMA.2008.4648817/
25. Патент РФ № 2079961. МПК H02P 5/06 Устройство для управления электроприводом с фрикционной нагрузкой / А.А. Малафеева. - Оpubл. 20.05.1997. Бюлл. № 14.
26. Lin C.-S., Yang T., Jou Y.-C., and Lin L.-C. Recurrent neuro-fuzzy modeling and fuzzy MD control for flexible servomechanisms // Journal of Intelligent and Robotic Systems, 2003, 38(2), pp. 213 – 235. DOI:10.1023/a:1027339220324/
27. Tijani I.B., Wahyudi M., and Talib H. Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System (ANFIS) for Friction Modeling and Compensation in Motion Control System // International Journal of Modeling and Simulation, 2011, vol. 31, no. 1, pp. 32 – 41. ACTA PRESS. doi:10.2316/journal.205.2011.1.205-5285.
28. Малафеев С.И., Малафеева А.А. Теория автоматического управления. М., Издательский дом «Академия», 2014. – 380 с.
29. Малафеев С.И., Малафеева А.А. Моделирование и расчет автоматических систем. – Владимир, Посад, 2003. – 200 с.

ОЦЕНКА ПОВРЕЖДАЕМОСТИ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ АЭС С УЧЁТОМ РАССЕЯНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

С.В. Маслов¹, В.В. Зацаринный¹, А.И. Кукшинов²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; maslovsv@inbox.ru

²Нижегородская инжиниринговая компания "Атомэнергопроект"(филиал), Москва, Россия

Рассмотрена расчётно-экспериментальная методика оценки повреждаемости внутренних поверхностей оборудования АЭС и ТЭС при пуско-наладочных испытаниях с использованием результатов тензометрического контроля напряжённого состояния и с учётом рассеяния механических свойств материала натурной конструкции для выявления запасов прочности конструкции.

Постановка задачи

Пуско-наладочные испытания, при которых исследуются температурное и напряжённое состояние вводимых в эксплуатацию энергоблоков АЭС и ТЭС, позволяют выявить эксплуатационные режимы, вызывающие повышенные нагрузки статического и циклического характера [1], требующие дополнительного анализа прочности и ресурса конструкции. Нестационарность температуры и турбулентность потоков теплоносителя внутри циркуляционных контуров приводят к флуктуациям температур и напряжений на внутренних поверхностях трубопроводов, что может вызвать возникновение усталостных микротрещин и преждевременное исчерпание ресурса элементов энергоустановки. На рис. 1 показаны функции изменения температурного состояния элементов АЭС с возникающими «пилообразными» температурными нагрузками, способными повлиять на ресурс конструкции.

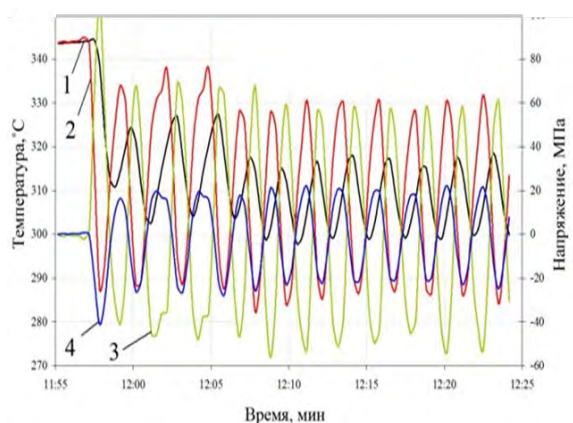


Рис. 1. Температуры и напряжения в зоне патрубков впуска теплоносителя в компенсатор давления ВВЭР-1000: 1 - температура теплоносителя (штатный датчик с высокой инерционностью); 2 - температура внутренней поверхности (расчёт); 3 - внутренние кольцевые напряжения (расчёт); 4 - напряжения на наружной поверхности (измерение)

Как показали проведённые исследования, длительное воздействие теплоносителя с пульсирующей

температурой приводит к возникновению на внутренней поверхности трубопроводов и элементов, подвергающихся подобным воздействиям, повреждений и неоднородностей, которые могут являться очагами зарождения макротрещин. На рис. показана структура поверхности образца металла элемента конструкции после длительных термоциклических испытаний на натурном стенде (увеличение $\times 2200$, установка "Stereoscan"). Как видно на фотографии, структура поверхности металла стала неоднородной, с признаками зарождения микротрещин.

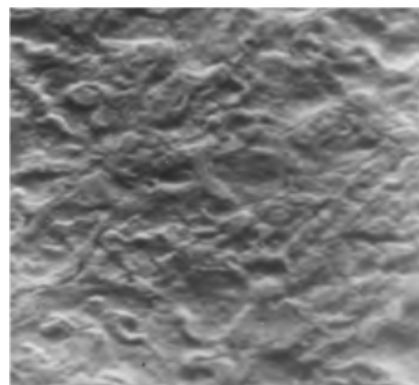


Рис. 2. Поверхность образцов после длительного воздействия теплоносителя с пульсирующей температурой, $\times 2200$ /

Методы и результаты

К сожалению, регистрация пульсаций температур с помощью штатных измерительных преобразователей температуры теплоносителя затруднена из-за их высокой тепловой инерционности, а использование датчиков, установленных на наружной поверхности, требует учёта эффектов «запаздывания» и «сглаживания» показаний. Поэтому в ИМАШ РАН для случая изменения температуры произвольного характера предложено использовать устойчивое решение, основанное на применении методики решения обратных задач теплопроводности и термоупругости [2]. Для решения задачи используются измеренные значения температуры и напряжений, возникающих на наружной поверхности трубопровода. В случае возникновения циклических нагрузок устойчивого характера, аналогичных показанным

на рис. 1, целесообразно использовать только решение прямых задач теплопроводности и термоупругости. Изменение температуры внутренней поверхности моделируется при этом периодической функцией, соответствующей функции изменения температуры наружной поверхности, умноженной на постоянный коэффициент. Сравнение результатов моделирования с измеренными функциями изменения напряжений и температур наружной поверхности позволяет определить (подобрать) указанный коэффициент, соответствующий наилучшему приближению напряжений на внутренней поверхности конструкции к искомому. Полученные результаты определения циклических изменений напряжений на внутренней поверхности элемента конструкции, можно использовать для оценки её повреждаемости при подобных режимах.

Следует учитывать, что предложенный алгоритм основан на использовании результатов измерений, содержащих случайные погрешности в пределах заданного доверительного интервала, то есть не сводимые к некоторым гарантированным величинам. Поэтому возникает вопрос о величине допустимого риска, влияющего как на вероятностную оценку максимальной амплитуды напряжений, так и на величины рассеяния механических свойств металла принимаемые при уточнённой оценке прочности. На этапе пуска-наладки и освоения мощности установки её параметры ниже проектных, меры безопасности повышены, разрушение отдельных элементов не приводит к катастрофическим последствиям, поэтому допустимая вероятность достижения предельного состояния может иметь порядок 10^{-6} . Исходя из этих величин, можно установить доверительные интервалы погрешностей измерений и границы рассеяния ОМС.

Для расчётной оценки повреждаемости конструктивных элементов с учётом рассеяния механических свойств материала использовалась действительная история эксплуатационного нагружения элемента конструкции в зоне патрубка впрыска теплоносителя в компенсатор давления ВВЭР-1000. Для зон концентрации напряжений при расчётном анализе напряжений и деформаций необходимо дополнительно учитывать теоретические коэффициенты концентрации напряжений α_σ .

В настоящей работе исследовалась зона сварного шва цилиндрической части патрубка (сталь ОХ18Н10Т), соединённого с трубопроводом впрыска (сталь ОХ18Н10Т). Указанный шов, сваренный электродуговой сваркой, создаёт зону конструктивной концентрации. Если шов выполнен без снятия усиления, то теоретический коэффициент концентрации напряжений может быть оценён, как $\alpha_\sigma = 1,3-1,7$. В случае если у шва имеются дефекты в виде подрезов, коэффициент концентрации может возрасти до $\alpha_\sigma = 3,0$. В расчёте принимается указанный наихудший случай.

Вычисление повреждений основывается на использовании деформационных критериев деформирования и разрушения с проведением упругопластических расчётов местных напряжений и деформаций в зонах концентрации, определяющих соответствующие напряжённо-деформационное состояние и долговечность [3,4].

В этом случае по получаемым расчётам по указанной методике местным циклическим напряжениям и деформациям, характеризующим амплитуды условных упругих напряжений $\sigma_{af} = E\varepsilon$ и их кинетику, можно вычислить долговечность для рассматриваемых локальных условий нагружения.

Первоначально были построены расчётные кривые усталости без запасов ($n_N = n_\sigma = 1$) с использованием нормативных подходов [5] с уровнем вероятности $P = 0,5$ и использованием в расчётах минимально гарантированных механических свойств. Затем эти кривые были перестроены в кривые с запасами $n_N = 10$ и $n_\sigma = 2$ (кривые 2 и 3, Рис.3).

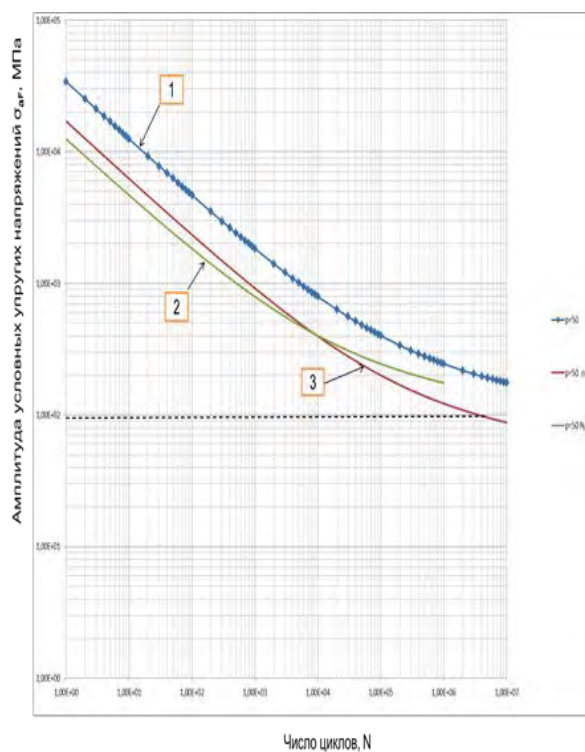


Рис. 3. Нормативные кривые усталости для стали X18H10T при уровне вероятности $P = 50\%$ (температура 350°C)

На рис. 4 приведены соответствующие расчётные кривые долговечности с учётом принятого уровня вероятности $P = 10^{-6}$, построенные в соответствии с уравнениями (1) и (2), соответствующие Нормам прочности [5] и соответствующими коэффициентами запасов $n_N = 10$ (кривая 3, уравнение 2) и $n_\sigma = 2$ (кривая 4, уравнение 1).

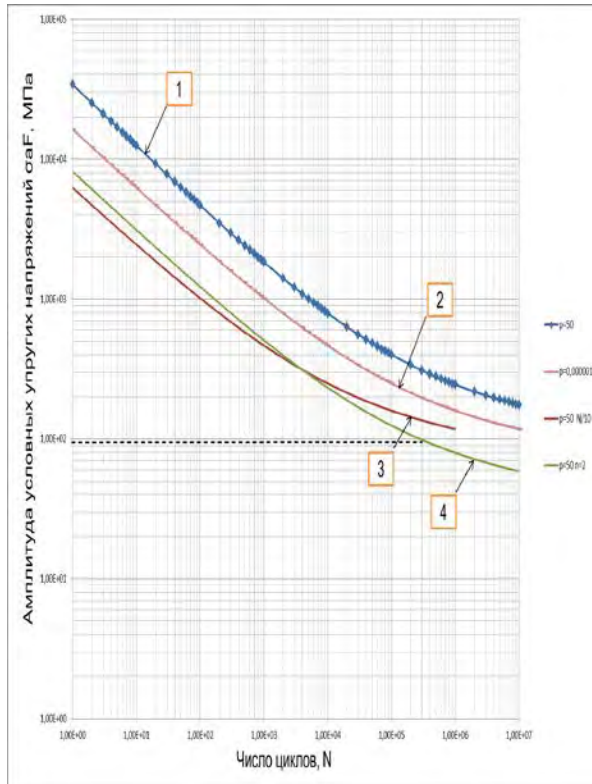


Рис. 4. Нормативные кривые усталости для стали X18H10T при уровне вероятности $P=10^{-6}$ (температура 350°C)

$$[\sigma_{aF}] = \frac{E^T \cdot e_c^T}{n_{\sigma} (4[N_0])^m} + \frac{R_c^T}{n_{\sigma} \left[(4[N_0])^{m_{\sigma}} + \frac{1+r}{1-r} \right]} \quad (1)$$

$$[\sigma_{aF}] = \frac{E^T \cdot e_c^T}{(4n_N[N_0])^m} + \frac{R_c^T}{(4n_N[N_0])^{m_{\sigma}} + \frac{1+r}{1-r}} \quad (2)$$

Для каждой из этих четырех кривых определялись расчётные повреждения a как отношение заданного числа циклов нагружения (рис. 1) к рассчитанному числу циклов по кривой усталости до разрушения.

Ниже в табл. 1 приведена обработанная картина рассчитанных повреждений a для рассмотренных вариантов расчёта

Оперативный контроль условий прочности с учётом критерия допустимого риска

При настройке автоматизированных систем технической диагностики и контроля НДС ответственных энергоустановок (АСТДК) возникает задача формирования сигнала о возникновении опасных ситуаций, требующих прекращения дальнейшего нагружения и останова энергоблока. В случае использования в системе тензометрических датчиков, не имеющих гарантированных диапазонов возмож-

ной погрешности измерений, возникает опасность формирования ложных сигналов, которые могут привести к необоснованным включениям аварийных защитных систем и сбоям в режимах эксплуатации установки. С другой стороны, существует риск возникновения недопустимых нагрузок в элементах, которые могут быть отнесены к сбоям системы контроля из-за неисправности средств измерений. Сложность формирования сигнала АСТДК, являющегося основанием для инициализации алгоритмов срабатывания аварийных систем защиты, возрастает для элементов и подсистем энергоустановки, имеющих сложную геометрию и(или) функционирующих при переменных условиях термомеханического нагружения.

Таблица 1. Расчётные повреждения металла внутренней поверхности для различных вариантов расчёта

Номер рисунка	Разрушающее число циклов (повреждение, a)	Предполагаемый запас по отношению к числу циклов нагружения	Примечание
3	$2,85 \times 10^6$ (0,005)	200	Расчётные повреждения по кривой 1 с применением нормативных подходов
	4×10^6 (0,025)	40	Расчётное повреждение по кривой 1 с запасом $n_{\sigma} = 2$
4	4×10^5 (0,25)	4	Расчётное повреждение для вероятности $P = 10^{-6}$ по допускаемой кривой с запасом $n_{\sigma} = 2$

Для уменьшения риска формирования ложных сигналов необходимо использовать дублирование сигналов тензорезисторов и контролировать величину случайной погрешности измерений (для этого существуют специальные методики). Тем не менее, возможную величину случайной погрешности тензопреобразователей необходимо учитывать при составлении алгоритма функционирования АСТДК.

В случае, когда в основе алгоритма выработки сигналов о наступлении критического состояния используется допустимый риск (например, 10^{-6} , как это предложено в предыдущем разделе), выражение для оперативной проверки критерия прочности приобретает вид:

$$\bar{\sigma}_j^3 + u_{\sqrt{1-p}} S_{\sigma} \leq [\sigma^*]_j + u_{\sqrt{1-p}} S_{[\sigma]} \quad (3)$$

где $\bar{\sigma}_j^3$ – экспериментальная (по результатам натурной тензометрии) оценка напряжений, относящихся к j -ой категории (общих мембранных,

сумме общих мембранных, общих изгибных и общих температурных, размахов приведённых напряжений); $u_{\sqrt{1-p}}$ – квантиль уровня ($\sqrt{1-p}$) стандартного нормального распределения; $[\sigma^t]_j$ – номинальная (без коэффициентов запаса) допускаемая величина для рассматриваемой категории напряжений, S_{σ} и S_{σ} – среднеквадратические отклонения соответственно погрешности измерения напряжений и рассеяния характеристик σ_B^t и $\sigma_{0,2}^t$ при рабочей температуре t .

Критерий (3), не использующий нормативных коэффициентов запаса, основан исключительно на величине допустимого риска возникновения критического состояния элементов конструкции, и может использоваться для выработки системой АСТДК сигнала о необходимости срочного снижения нагрузки.

Выводы

Проведённые различные варианты расчётной оценки повреждаемости элемента конструкции как по алгоритмам Норм прочности, так и по уточнённой методике при принятом уровне вероятности $P = 10^{-6}$ для кривой усталости с учётом рассеяния механических свойств материала показали расчётную степень повреждаемости, не выходящую за критическую величину $a = 1$. Кроме того, указанные по-

вреждаемости обеспечивают определённый запас по отношению к заданному числу блоков нагружения за весь срок службы конструкции, составляющий 1×10^5 циклов.

Приведённый алгоритм оперативной оценки условий прочности позволяет установить условия формирования сигнала о возникновении опасных ситуаций, требующих прекращения дальнейшего нагружения и останова энергоблока.

1. Михалёв Ю.К., Фомин А.В., Маслов С.В. Натурные тензометрические исследования напряжённо-деформированных состояний оборудования АЭС // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2008. №5. С. 121-126.
2. Маслов С.В. Расчётно-экспериментальный метод определения напряжённо-деформированного состояния термонагруженного энергетического оборудования по данным натурной тензометрии // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2019. № 2. С. 53-62.
3. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. В двух частях. Новосибирск: Наука. 2005. Часть 1: Критерии прочности и ресурса - 494 с. Часть 2: Обоснование ресурса и безопасности - 610 с.-5.
4. Махутов Н.А. Прочность и безопасность: Фундаментальные и прикладные исследования/Н.А.Махутов.- Новосибирск: Наука, 2008.-528 с.
5. Нормы расчёта на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕЛИНЕЙНЫХ ЭФФЕКТОВ РАЗРУШЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРЫ И АНИЗОТРОПИИ СВОЙСТВ

Н.А. Махутов¹, И.В. Макаренко¹, Макаренко Л. В.

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; i.v.makarenko@yandex.ru

В объеме перспективных научных задач, обосновывающих и уточняющих прочность и безопасный ресурс эксплуатации ответственного оборудования, исследуются нелинейные эффекты разрушения сварных соединений аустенитных нержавеющей сталей в широком диапазоне температур, от комнатных до криогенных, с получением соответствующих критериальных уравнений состояния.

Цель.

Целью данной работы представляется исследование нелинейных процессов разрушения, в широком диапазоне температур, от комнатных до криогенных, сварных соединений аустенитных нержавеющей сталей с учетом их физико-механической неоднородности. А также получение соответствующих уравнений состояния и критериев упругопластического разрушения.

Материалы, методы и результаты.

Диагностика состояния элементов конструкций и оборудования имеющие сварные соединения, содержащих структурные и эксплуатационные дефекты, геометрия которых может моделироваться полуэллиптическими или эллиптическими трещинами, основывается на критериальных закономерностях изменения деформационного состояния объектов [1-6]. В рамках решаемой задачи используется математическая модель распределения в объеме сварных соединений, таких механических свойств, как σ_T – предел текучести материала, σ_b – предел прочности. ψ_k – относительное сужение [7-8].

Известно, что в общем, виде напряжения в зависимости от температуры и времени могут быть представлены уравнением (1)

$$\sigma(\tau, T) = -\alpha \int_0^t E_r \left[\int_0^{\tau-\tau'} \frac{d\xi}{a_T [T(\xi)]} \right] \cdot \dot{T}(\tau') d\tau', \quad (1)$$

где: E_r - модуль релаксации при постоянной температуре T_r , α - температурный коэффициент,

a_T - временно-температурный параметр, ξ - реальное время интегральной переменной, τ' переменная интегрирования (эффективное время).

В рамках настоящей работы, на основе экспериментальных результатов и численных методов исследования, получены предельные функции разрушения, как для сварного шва f_W , представленной

уравнением (2), так и для зоны сплавления f_L - уравнение (3).

$$f_W = f(\bar{K}_{CW}, T, t). \quad (2)$$

$$f_L = f(\bar{K}_{CL}, T, t), \quad (3)$$

На основании полученных функций, зависящих от относительного критического коэффициента интенсивности напряжений $\bar{K}_{Cj} = K_C / \sigma_{Tj} = f(T, t)$, температуры T и толщины t соединения, применимых для широкого класса сварных швов аустенитных нержавеющей сталей, можно проводить уточняющий расчет прочности, живучести и эксплуатационного ресурса ответственного оборудования.

σ_{Tj} - предел текучести, при $j=W$ - для металла сварного шва и $j=L$ – для линии сплавления. А также, в результате исследований, определено функциональное изменение средне интегральных величин предела текучести зон сварного соединения $\sigma_{Tj} = f_j(T)$ в зависимости от температуры.

Численные расчеты, выполненные методом конечных элементов (МКЭ) программным комплексом *ANSYS MECHANICAL* [9] по определению напряженно-деформированного состояния, при упругопластических номинальных нагрузках, относительного коэффициента интенсивности деформаций по контуру дефектов типа полуэллиптических трещин, позволяют регламентировать допускаемые размеры дефектов, согласно критерию (4).

$$\bar{K}_{ai} \leq \bar{K}_{aiC}. \quad (4)$$

При этом необходимо выполнение условия (5) на основании уравнений (2), (3).

$$f(\bar{K}_{ai}, T, t) \leq f(\bar{K}_{CW}, T, t). \quad (5)$$

В работе представлена уточняющая методология расчета и моделирования допускаемых крити-

ческих размеров как исходных, так и эксплуатационных дефектов типа полуэллиптических разноориентированных поверхностных трещин на основе выше указанных факторов с нелинейными краевыми условиями нагружения.

Даны функциональные зависимости предельных функций разрушения, критических коэффициентов интенсивности деформаций от криогенных температур для сварных соединений исследуемых сталей.

На основе деформационного критерия разрушения [1-2] сформулированы основные положения и общая методология проведения уточняющего расчета прочности и живучести, структурно неоднородных с учетом анизотропии свойств и температуры сварных элементов ответственного оборудования, а также предложена расчетная модель определения эквивалентного коэффициента интенсивности деформаций по фронту постулируемых трещин при неупругом деформировании.

Полученные результаты данного исследования согласуются с работами [10-17].

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 18-08-00572).

1. Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет конструкций на прочность, М., Машиностроение, 1981. - 273 с.
2. Махутов Н.А.. Конструкционная прочность, ресурс и технологическая безопасность. В двух частях. – Новосибирск. «Наука». 2005. - 1110с.
3. Махутов Н.А., Макаренко И.В. Методика исследования кинетики полуэллиптических поверхностных наклонных трещин при малоцикловом нагружении. -Заводская лаборатория. 1984. N2. С.63-66.
4. Makhutov N.A., Makarenko I.V., Makarenko L.V. Calculation and experimental analysis of the stress-strain state for inclined semi-elliptical surface cracks. *Inorganic Materials*. 2017. Vol.53, N15. P. 1502-1505.
5. Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В. Анализ кинетики и направленности упругопластического деформирования и разрушения // Заводская лаборатория. 2019. Т.85.№6. С.47-52.
6. Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В. Исследование пространственной механической неоднородности сварных соединений аустенитных нержавеющей сталей // Заводская лаборатория. 2004. Т. 70. №2С. 39 – 49.
7. Н.А. Махутов, И.В. Макаренко. Л.В. Макаренко. Влияние анизотропии физико-механических свойств на кинетику трещин в аустенитных сталях. / Проблемы прочности. 2004. №1. С. 113 – 119.
8. Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В. Оценка прочности и трещиностойкости ответственных изделий по критериям нелинейной механики деформирования и разрушения // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. М: 2007. №1. С. 32-46.
9. ANSYS, 2010. Structural Analysis Guide. 660578.
10. Lach R, Grellmann W. Mixed mode fracture mechanics behaviour of PMMA. *Macromol Symp* 2017;373(1):1–6.
11. Wei Z, Deng X, Sutton MA, et al. Modeling of mixed-mode crack growth in ductile thin sheets under combined in-plane and out-of-plane loading. *Eng Fract Mech* 2011;78(17):3082–101.
12. Daimon R, Okada H, Mixed-mode stress intensity factor evaluation by interaction integral method for quadratic tetrahedral finite element with correction terms. *Eng Fract Mech* 2014;115:22–42.
13. Li W, Siegmund T. An analysis of crack growth in thin-sheet metal via a cohesive zone model. *Eng Fract Mech* 2002;69(18):2073–93.
14. Zhao GH, Zhao L, Zhang YX, et al. Finite element analysis of dynamic fracture behaviour of drill pipe under various impact loads. *Mechanical* 2018;24(4):404–11.
15. Wang YJ, Ru CQ. Determination of two key parameters of a cohesive zone model for pipeline steels based on uniaxial stress-strain curve. *Eng Fract Mech* 2016;163:55–65.
16. Wang YJ, Ru CQ. Determination of two key parameters of a cohesive zone model for pipeline steels based on uniaxial stress-strain curve. *Eng. Fract. Mech.* 2016;163:55–65.
17. Chen X, Deng X, Sutton MA, et al. An inverse analysis of cohesive zone model parameter values for ductile crack growth simulations. *Int. J. Mech. Sci.* 2014;79:206–15.

МОДЕЛЬ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ В СОПРЯЖЕНИЯХ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

И.А.Меделяев

Военная академия РВСН им. Петра Великого, Балашиха, Россия; medd_ia@mail.ru

Рассматриваются процессы, происходящие при смешанном смазывании в зоне контакта трибологических систем. В основе этих процессов - взаимодействие поверхностей трения; изменения, происходящие в поверхностном слое материала трибосопряжений; разрушение поверхности. Эти явления взаимосвязаны, происходят одновременно и непосредственно влияют друг на друга.

В основе процессов, происходящих в зоне контакта трибологических систем, взаимодействие поверхностей трения; изменения, происходящие в поверхностном слое материала трибосопряжений; разрушение поверхности (схватывание и износ), а также термоупругая нестабильность контакта (при трении стали по бронзе в условиях смешанной смазки), физико-химические процессы, трибомутация, технологическая наследственность, влияние энергетических параметров, характеризующих твердое тело и среду, свойства поверхности, строение поверхностных слоев [1-6]. Эти явления взаимосвязаны, происходят одновременно и непосредственно влияют друг на друга (рис. 1).

В процессе эксплуатации поверхностные слои узлов трения и смазочный материал испытывают динамические воздействия, приводящие к упруго-пластическим деформациям, выделению теплоты,

нарушению динамического равновесия процессов разрушения и восстановления смазочной пленки на поверхностях трения, к повреждению поверхностей пары трения. При относительном движении поверхностей контакта механическая энергия упругих деформаций вследствие внутреннего трения преобразуется в колебательное и беспорядочное тепловое движение в субмикроскопических и микроскопических частицах поверхностного слоя металлического тела (рис. 2).

Теплота распространяется в поверхностном слое пары трения от пятен контакта вглубь контактирующих тел в виде температурных волн, при этом амплитуда и частота колебания температурных волн могут принимать различные значения. Поглощение тепловой энергии смазочным материалом приводит к снижению вязкости и уменьшению трения между слоями смазочного материала.



Рис. 1. Схема frictional process [1-6].



Рис. 2. Схема преобразования энергии упругой деформации в паре трения со смазочным материалом [2, 3, 5, 6].

Воздействие теплоты на пару трения приводит к нарушению термоупругой стабильности контакта (макроконтакта). Неравномерное нагревание по толщине обуславливает тепловые деформации пары трения: выпучивание отдельных участков сопрягаемых поверхностей. Контакт происходит по отдельным вершинам неровностей, несмотря на то, что в исходном (приработанном) состоянии контактирующие поверхности были плоскими. Имеет место неидеальный тепловой контакт, обусловленный неодинаковыми температурами тел, что влияет на распределение тепловой энергии между ними. Это приводит к термоупругим перемещениям участков поверхностей контакта, изменению зон взаимодействия и перераспределению контактных напряжений, структур тел, их физико-механических свойств, физико-химических процессов на контактных поверхностях, а также к изменениям коэффициента трения и изнашивания.

Следствием повышения температуры в зоне трения является пластический сдвиг в поверхностном слое материала трения, который приводит к возникновению волнового пластического течения и указывает на волновой характер пластической деформации при трении скольжения.

Упругие и пластические волны напряжений, температурные волны являются источником возникновения волновых процессов при трении скольжения [7].

Волновой процесс в зоне трения является частью динамической системы привода машины, взаимосвязан с динамическим процессом в приводе, отражает особенности реализации механизма трения скольжения и может быть использован для настройки режимов взаимодействия материалов в паре трения.

Для каждой совокупности эксплуатационных условий, обуславливающих работу трибосопряжения, наблюдаются предельные значения толщины смазочного слоя, мощности трения, температуры поверхности трения и смазочного материала, пре-

вышение которых приводит к схватыванию и износу материалов сопряжения.

Мощность трения на поверхности образца равна произведению удельной нагрузки P_{v0} , скорости скольжения V , величине коэффициента трения f и коэффициенту распределения тепловых потоков α : $W = \alpha f P_{v0} V$. При многократном контактировании элементов узла трения при смешанном смазывании коэффициент распределения тепловых потоков

$\alpha = \sum_{i=1}^n \alpha^i (\lambda_i, c_i, \rho_i)$, где i - количество контактов, n - номер текущего контакта [8].

Развитие процесса схватывания во времени включает несколько стадий: сближение атомов контактирующих металлов за счёт пластической деформации; разрушение смазочной плёнки и образование активных центров на поверхности более твёрдого металла; объёмное взаимодействие.

Схватывание является кинетическим процессом, который проходит по термофлуктуационному механизму при термическом, механическом и термомеханическом воздействии с проявлением каталитического действия поверхностей контакта и изменением энергии активации элементов трибосистемы (поверхностей контакта и смазочного материала).

При превышении температурного порога применимости смазочного материала непосредственно на контакте начинается десорбция граничного слоя, и смазочный материал теряет способность препятствовать металлическому контакту поверхностей трения. Одновременно повышение температуры в контактной зоне трения приводит к снижению поверхностной энергии, увеличению числа дислокаций, выходящих на поверхность, и повышению вероятности образования мостика схватывания. При достижении в поверхностном слое материала трения температуры близкой к предельной температуре смазочного материала прослеживается рост коэффициента трения из-за срыва смазочной плёнки и, как следствие, в паре трения

происходит перенос бронзы на поверхность стали вследствие нарушения правила положительного градиента механических свойств в условиях трения без смазочного материала.

Наличие прочной смазочной плёнки на поверхностях трения определяет работоспособность машин в процессе обкатки и эксплуатации.

Изменения фрикционного тепловыделения при высоких нагрузках и постоянной скорости скольжения путём циклического нагружения пары трения, снижая и увеличивая распределённую нагрузку, при заданной скорости скольжения приводят к возникновению пятен контакта на новых участках поверхности. При циклическом нагружении вся поверхность трения подвергается деформации и подготавливается к восприятию более высоких нагрузок.

Предельные нагрузки выше примерно на 30 - 40 %, чем при изменении нагрузки и постоянной скорости скольжения. Поверхность трения приобретает наследственность относительно режимов нагружения и смазочного материала, т.е. происходит перенос свойств поверхностей от предшествующих технологических операций к последующим эксплуатационным и сохранение этих свойств.

Значительное влияние на деформацию тонкого поверхностного слоя оказывает активное взаимодействие полярных молекул смазочного материала с поверхностями твёрдого тела, приводящее к адсорбционному понижению прочности твёрдых тел (эффект П.А. Ребиндера).

Кинетика химических реакций между поверхностями трения и смазочным материалом зависит от таких факторов, как высокая распределённая нагрузка на пятно контакта, относительное перемещение поверхностей пары трения, неравномерность энергетического состояния контактных поверхностей [2, 6].

В основе физических процессов - взаимодействие материалов пары трения и смазочного материала; изменения, происходящие в поверхностном слое материалов пар трения и смазочного материала из-за механического, теплового и химического взаимодействия; образование смазочной плёнки на поверхности трения; разрушение смазочной плёнки и поверхности трения. Эти явления взаимосвязаны, происходят одновременно и непосредственно влияют друг на друга.

Научные основы управления трением и изнашиванием в узлах трения машин, способы обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях контакта и фильтрация смазочного материала позволяют увеличить нагрузочную способность узла трения, исключить нежелательные явления

переноса бронзы на сталь, схватывания и износа, на 25-30% увеличить ресурс работы трибосоприятия [2, 9, 10].

Работоспособность узлов трения машин определится взаимосвязанными параметрами, в числе которых:

а) конструктивное оформление узла трения, от которого зависит распределение нагрузки на поверхностях контакта; б) обеспечение необходимого режима смазки за счёт геометрической оптимизации конструкции узла трения, условий его работы и применения системы подвода смазочного материала к поверхности трения; в) состояние смазочного материала; г) режим нагружения; д) материалы, из которых изготовлены узлы трения; е) качество поверхностей контакта; ж) технологический режим обкатки узлов трения; з) регулирование фрикционного тепловыделения.

Их совокупность составляет суть научно-методического подхода, относящегося к разработке мероприятий по повышению работоспособности машин [1, 5, 6, 9 - 12].

1. Колесников, В.И. Взаимодействие контактирующих поверхностей при трении: Учебное пособие / В.И. Колесников, А.В. Челохьян, П.Г. Ивановкин, Е.А. Луговой, А.А. Порческо - Ростов/Д: РГУПС, 2000. -36 с.
2. Медеяев, И.А. Трение и износ деталей машин / И.А. Медеяев, А.Ю. Албагачиев. М.: Машиностроение, 2008. - 462с.
3. Медеяев, И.А. Триботехнические аспекты процессов деформации и разрушения деталей машин / И.А. Медеяев. - VII Международная конференция «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов». Сборник материалов. - М: ИМЕТ РАН, 2017.С. 713-715.
4. Медеяев И.А. Процессы в зоне контакта трибологических систем //Сборка в машиностроении, приборостроении. 2018. № 2. С. 64-42.
5. Медеяев И.А. Энергетика изнашивания деталей машин при смешанном смазывании // Вестник машиностроения. 2018. № 8. С. 42- 48.
6. Медеяев И.А. Причины деформаций и изнашивания в трибосоприятиях машин и механизмов и пути их снижения// Вестник машиностроения. 2018. № 11. С. 48- 52.
7. Медеяев И.А. Волновой характер деформации при трении скольжения // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2019. № 9. С. 415-422.
8. Медеяев И.А. Энергетический критерий разрушения смазочной плёнки при смешанном смазывании узлов трения технических систем // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2019. № 2. С. 58-63.
9. Медеяев И.А. Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения // Вестник машиностроения. 2008. № 11. С. 37- 42.
10. Медеяев И.А. Управление работоспособностью узлов трения агрегатов транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 6.С. 28-41.
11. Приходько В. М., Медеяев И. А., Фатюхин Д. С. Формирование эксплуатационных свойств деталей машин ультразвуковыми методами. М.: МАДИ, 2015. 264 с.
12. Медеяев И. А., Волобуев А. В., Безовский А. В. Обеспечение работоспособности деталей машин. М.: Авторская Мастерская, 2017. 157 с.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ОРИЕНТАЦИИ И СТАБИЛИЗАЦИИ ВРАЩАЮЩЕГОСЯ ОБЪЕКТА НА ЭТАПАХ РАСКРУТКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ЭФФЕКТОВ

А.В. Меркулов¹, А.С. Шкель¹, К.Ю. Харитонов¹.

¹МИРЭА - Российский технологический университет, Москва, Россия.

Рассматривается проблем применения нового исполнительного элемента, основанного на магнитогиродинамических эффектах, (МГД – элемент) в контуре управления пространственным положением вращающегося КА. Один из возможных путей реализации этой идеи иллюстрируется на примере одноосной ориентации КА на Солнце и стабилизации соответствующего программного движения.

Рассмотрим вращающийся космический аппарат с одноосной ориентацией на Солнце. Однако, в отличие от традиционных систем коррекции пространственного положения КА (ориентации и стабилизации) с помощью верньерных двигателей, мы рассматриваем в качестве исполнительного элемента в контуре управления МГД – элемент. При этом состав измерений остается тем же. В данном случае в качестве измерителя используется датчик угла между продольной осью КА и направлением на Солнце (в дальнейшем для краткости «солнечный датчик»).

Ограничимся краткими сведениями об МГД – элементе в простейшей его версии. Этот элемент представляет собой полость вращения, размещенную между полюсными наконечниками четырех электромагнитов. Полость частично заполнена высоко электропроводной жидкостью, например, ртутью, а еще лучше – ее амальгамой на базе никеля или железа, обладающей ферромагнитными свойствами. Причем глубина цилиндрического слоя жидкости, образующегося при ее вращении вместе с КА, мала по сравнению со средним радиусом полости. Для более быстрого вовлечения всей массы жидкости во вращение вместе с КА в полости предусмотрены внутренние радиальные ребра.

Все обобщенные координаты и скорости будем считать малыми величинами, квадратами и произведениями которых можно пренебречь.

Предполагается, что магнитное поле, создаваемое электромагнитами, обладает следующими свойствами:

Поле представляет собой сумму двух независимых полей: поля подмагничивания и управляющего поля, со значительно меньшей по модулю напряжённостью [1].

В области, занятой жидкостью, оно параллельно оси вращения КА.

Поле подмагничивания однородно в направлении дуги окружности и имеет градиент в направлении от периферии к продольной оси полости, то есть близко по конфигурации к полю диполя с осью, совпадающей с осью полости; оно является либо постоянным, либо монотонно изменяющимся,

причём «медленно» – по отношению к доминантному периоду собственных колебаний жидкости.

Управляющее поле сегментировано в пространстве на два независимых, занимающих по два противоположных сектора с углом раствора $\sim 90^\circ$ каждый; диаметральной плоскость, проходящая через биссектрису каждого из секторов, является плоскостью симметрии для этих полей, совпадающей с одной из плоскостей стабилизации КА.

Составляющие управляющего поля в симметричных точках каждого из противоположных секторов имеют равные по модулю, но противоположные по знаку напряжённости; оно может изменяться по времени произвольным образом, в соответствии с тем или иным законом управления, который может быть ориентирован как на улучшение устойчивости (в дополнение к «естественной» гироскопической стабилизации), так и на обеспечение коррекции пространственного положения оси вращения (одноосной ориентации) КА [2,3,4].

Мы будем предполагать, что имеет место следующая циклограмма управления пространственным положением КА:

- Включается программа закручивания КА относительно продольной оси, направление которой в этот момент близко к направлению на Солнце, которая работает до достижения заданной угловой скорости $\omega_0 = \omega_{0\max}$ (режим закрутки).

- Дальнейшее движение происходит в режиме чисто гироскопической стабилизации с выключенным МГД – элементом (режим свободного движения). Этот режим длится до момента «ухода» оси КА от направления на Солнце из за орбитального движения Земли и внешних долгопериодических.

- Включение программы разворота оси объекта в инерциальном пространстве с помощью МГД – элемента и работа программы до совпадения оси с направлением на Солнце (с точностью до размера зоны нечувствительности датчика; режим одноосной ориентации на Солнце).

Два последних этапа периодически повторяются.

Следует подчеркнуть, что программное движение КА как при раскрутке, так и при развороте его оси, носит квазистационарный характер, т. е. соответствующее характерное время значительно больше периода собственных колебаний жидкости. В то же время эти «медленные» режимы являются достаточно «быстрыми», чтобы считать Солнце на всем их протяжении неподвижным.

Приведем основные обозначения, используемые в дальнейшем для комплексных функций, описывающих положение КА и жидкости в любой момент времени и командные токи и напряжения.

Фактическое движение (связанная система координат): ω, θ, s, I, V ;

Программное движение (связанная система координат): $\tilde{\omega}, \tilde{\theta}, \tilde{s}, \tilde{I}, \tilde{V}$;

Фактическое движение (абсолютная система координат): θ^*, s^*, I^*, V^* ;

Программное движение (абсолютная система координат): $\tilde{\theta}^*, \tilde{s}^*, \tilde{I}^*, \tilde{V}^*$.

Величины, относящиеся к фактическому движению, связаны между собой следующими соотношениями:

$$\begin{aligned} \omega^* &= \omega e^{i\omega_0 t}; \quad \theta^* = \theta e^{i\omega_0 t}; \quad s^* = s e^{i\omega_0 t}; \\ I^* &= I e^{i\omega_0 t}; \quad V^* = V e^{i\omega_0 t}. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь

$$\begin{aligned} \omega &= \omega_2 + i\omega_3; \quad \theta_2 = i\theta_3; \quad s = p + iq; \\ I &= I_2 + I_3; \quad V = V_2 + iV_3. \end{aligned} \quad (2)$$

То же относится к программному движению.

Рассмотрим математические модели на этапах раскрутки и свободного движения объекта. Здесь невозмущенным движением является вращение КА относительно оси, совпадающей с главной центральной осью (продольной осью КА), неподвижной в инерциальном пространстве, направленной на Солнце. При этом угловая скорость ω_0 собственного вращения совпадает с программной угловой скоростью $\tilde{\omega}_0(t)$, меняющейся по определенному закону на этапе раскрутки и равной постоянному значению на этапе свободного движения КА с выключенным питанием МГД-элемента. Учитывая дополнительные допущения, сформулированные выше, можно пренебречь радиальным градиентом поля подмагничивания и

вихревыми токами в магнитопроводе.

В результате получим следующую модель возмущенного движения в плоскостях стабилизации:

$$\begin{aligned} A\dot{\omega} - i[(C - A)\omega_0 + C^*\Omega]\omega + \\ + iz_0 m^*(\ddot{s} + 2i\omega_0 \dot{s} - \omega_0^2 s) = M; \\ \ddot{s} + (\beta - i\alpha\epsilon)\omega_0 \dot{s} + k\alpha\epsilon(\Omega + \omega_0)^2 s - \\ - iz_0(\dot{\omega} + i\omega_0 \omega) - 2\alpha I^0 I = 0; \\ LI + RI + m^* \alpha I^0 \dot{s} = V; \end{aligned} \quad (3)$$

$$V = \mathcal{L}(\omega); \quad \omega = \dot{\theta} + i\omega_0 \theta; \quad \theta = -\Theta.$$

Здесь $C^* = C^0 - C_*$, где C_* — момент инерции Жуковского с учетом внутренних радиальных ребер в полости, содержащей жидкость;

\mathcal{L} — оператор управления;

M — возмущающий момент, равный нулю на этапе раскрутки.

Модель программного вращения имеет вид:

$$\begin{aligned} C\dot{\omega}_0 + C^*\dot{\Omega} = M_x; \\ C^*(\dot{\Omega} + \dot{\omega}_0) + \gamma \int_{-\infty}^t \frac{\dot{\Omega}(\tau) d\tau}{\sqrt{t - \tau}} = 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Решение этой системы $\omega_0 = \tilde{\omega}_0(t)$ и $\Omega = \tilde{\Omega}(t)$ при $M_x = \text{const}$ суть программные функции раскрутки КА, описывающие квазистационарное вращение КА. На этапе свободного движения

$$\begin{aligned} M_x = 0, \quad V = 0, \quad I = 0; \\ \Omega = 0, \quad \omega_0 = \text{const} = \omega_{0\text{max}}. \end{aligned}$$

Возмущающий момент M отличен от нуля. Источником его могут быть гравитационные, аэродинамические и другие возмущения.

Однако теперь мы располагаем новым независимым инструментом для коррекции пространственного положения оси вращения КА: операторами управления \mathcal{L} и \mathcal{L} .

Возвращаясь к структуре математической модели КА с МГД-элементом, любопытно отметить своеобразный характер гироскопических связей компонентами комплексных функций времени, играющих роль обобщенных скоростей, ω, \dot{s}, I [5]. Эти связи имеют место между компонентами $\omega_2, \omega_3, \dot{p}, \dot{q}$ и между компонентами $\dot{p}, I_3, \dot{q}, I_2$. Роль основного параметра, ответственного за взаимодействие одноименных элементов,

отличающихся только индексами, играет угловая скорость вращения КА ω_0 , а за взаимодействие разноименных элементов (две последние пары) – ток подмагничивания I^0 .

Рассматривая устойчивость невозмущенного движения КА на этапе раскрутки следует отметить, что невозмущенное движение КА на этом этапе совпадает, как было сказано выше, с программным вращением относительно неподвижной оси [6]. Покажем, что наличие дополнительного контура управления для коррекции чисто гироскопической стабилизации КА, с солнечным датчиком в качестве измерителя и МГД - исполнительным элементом, позволяет полностью исключить неустойчивость на всем этапе раскрутки (на участке свободного движения с $M=0$ система тело-жидкость устойчива). Введем в рассмотрение следующий простейший закон управления

$$\mathcal{L}(\omega) = a_1 \omega_0 z_0 \omega, \quad (5)$$

где a_1 — некоторая вещественная постоянная.

Критерий устойчивости приобретает при этом форму

$$(1 + \Omega^*)^2 [C - A + C^* \Omega^*] + \frac{m^* z_0^2}{k \alpha \varepsilon} (K a_1 - 1) > 0, \quad (6)$$

где

$$\Omega^* = \frac{\Omega}{\omega_0}; \quad K = \frac{2\alpha I^0}{R}. \quad (7)$$

Если выполнить условия

$$a_1 > \frac{R}{2\alpha I_0}; \quad K > 1, \quad (8)$$

то система будет устойчива на всем протяжении процесса раскрутки КА.

Учитывая «медленность» процесса раскрутки КА, можно пренебречь слагаемым $L\dot{I}$ в уравнениях (3), что позволяет записать уравнения для s в виде:

$$\ddot{s} + [(\beta - i \alpha \varepsilon) \omega_0 + \beta^*] \dot{s} + k \alpha \varepsilon (\Omega + \omega_0)^2 s - i Z_0 \dot{\omega} - (K a_1 - 1) z_0 \omega_0 \omega = 0, \quad (9)$$

где

$$\beta^* = \left(\frac{2}{R} \right) m^* \alpha^2 I^{0^2}. \quad (10)$$

Как видно из (9), МГД – элемент влияет дополнительно на устойчивость через посредство коэффициента β^* . При выполнении критерия устойчивости (6) этот фактор «работает» в нужном

направлении, усиливая устойчивость системы.

Остается добавить, что реализация на борту закона управления (5) требует вычисления компонент вектора абсолютной угловой скорости, то есть функции $\omega(t)$ по показаниям солнечного датчика $\Theta(t)$.

1. Фейнман Р., Лейтон Р., Сэндс М., Фейнмановские лекции по физике. – М.: Мир, 1977. – Т. 5.
2. Белецкий В.В. Движение искусственного спутника Земли относительно центра масс. М.: Наука, Физматгиз, 1965, 414с.
3. Ишлинский А.Ю., Темченко М. Е. О малых колебаниях вертикальной оси волчка, имеющего полость, целиком наполненную идеальной несжимаемой жидкостью. // Прикладная математика и теоретическая физика. – 1960 г. – №3.
4. Меркулов А.В., Шкель А.С. О вопросах использования магнитогидродинамических элементов в задачах одноосной ориентации и стабилизации вращающегося объекта. М.: Вестник НПО имени С.А. Лавочкина №4, - Москва: 2017.
5. Меркулов А.В., Харитонов К.Ю., Спицын А.В. Задача боковой стабилизации монорельсовой транспортной системы. М.: Российская научно-техническая конференция с международным участием «Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике» «РНТК ФТИ-2018» - Москва: 2018.
6. Мыгдарев А.И., Рабинович Б.И., Меркулов А.В. О стабилизации объектов с жидким наполнением на основе использования магнитогидродинамических эффектов. М.: «Полет», №2, 2000.

СВАРИВАЕМОСТЬ РАЗНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ИМПУЛЬСНО-ЛАЗЕРНОЙ СВАРКЕ

Е.О. Митряшина, Н.И. Минаева.

Российский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия; Mitryaschina2014@yandex.ru

Соединения из разнородных материалов широко применяются в машино- и приборостроении. Исследованы особенности свариваемости спеченного сплава на основе вольфрама ВНМ5-3 со сталью 20Х13. Показано, что при сваривании этих материалов импульсно-лазерной сваркой образуется качественное соединение без дефектов сварного шва.

Цель

Конструкции из разнородных материалов и сплавов в современной технике изготавливают во всё большем объеме, что обуславливается значительными техническими и экономическими преимуществами, в таких областях, как крионика, энергомашиностроение, ракетно- и судостроение, радиоэлектроника. Целью работы являлось исследование свойств неразъемного соединения из разнородных материалов, полученного импульсно-лазерной сваркой. В работе были использованы образцы из спеченного сплава ВНМ5-3 и стали 20Х13, кардинально отличающиеся по своим механическим и физико-химическим свойствам.

Объекты исследования

Для высокоточного соединения разнородных материалов чаще всего применяют лазерную сварку[1]. К её преимуществам относят возможность сварки высокоточных конструкций, сварки без правок или механической обработки, высокую скорость сварки и производительность работ. Высокая плотность энергии лазерного излучения даёт возможность получать сварные швы с глубоким проплавлением и с малой зоной термического влияния[2].

Тяжёлый сплав ВНМ5-3 относится к спеченным сплавам вольфрама, никеля, меди. Этот сплав отличается высокими температурой плавления, удельным весом и плотность, а также малым коэффициентом расширения.

Сталь 20Х13 является нержавеющей и относится к мартенситному классу. Сплав обладает повышенным пределом прочности и высокой коррозионной стойкостью. Хромистая сталь склонна к высокотемпературной хрупкости.

Трудность сварки этих сплавов обусловлена тем, что в результате плавления металл сварного шва вследствие его расплавления будет отличаться по свойствам от исходного металла. Свойства сварного соединения в основном будут определяться шириной сварного шва и околошовной зоны, в которой нагрев спеченного порошкового сплава ВНМ5-3 превысит 1550 °С, окончательную температуру спекания сплава при его производстве. Лазерная сварка была выбрана с целью минимального изменения свойств сварного соединения.

Изменение глубины проплавления и диаметра пятна нагрева сплава ВНМ5-3 и стали 20Х13 при лазерной сварке зависит от параметров режима.

Экспериментальная часть и результаты

Экспериментальные работы по определению проплавления сплава ВНМ5-3 и стали 20Х13 производились на лазерной установке LRS-50 единичными импульсами с изменяющимися параметрами режима сварки.

Удельные затраты энергии на плавление сплава ВНМ5-3 составляют 315 Дж/г, на плавление стали – 269 Дж/г. С учётом того, что теплопроводность спеченного вольфрамового сплава 1,87 Вт/см*°С, а стали - 0,75 Вт/см*°С то, очевидно, получение симметричного сварного шва практически невозможно. В экспериментальных исследованиях изменяли положения пятна фокусирования лазерного пучка относительно стыка свариваемых образцов. После сварки производился надлом одной из пластин, и на оставшейся пластине исследовалась форма проплавления. Установлено, что при совпадении оси излучения с линией стыка образуется несимметричная сварочная ванна, причем со стороны стали 20Х13 объем расплавленного металла значительно больше по сравнению с ВНМ5-3. Структура полученного сварного шва показана на рис.1.



Рис. 1. Структура сварного шва стали 20Х13 и сплава ВНМ5-3

В микроструктуре сварного шва видно, что между сталью 20Х13 и сплавом ВНМ5-3 произошло хорошее сплавление. Оно характеризуется образованием нового сплава в результате расплавления и перемешивания определенных объемов обоих свариваемых материалов. В структуре сварного шва видны следы перемещения жидкого металла в объеме ванны, которые носят характер вихревых потоков. Это свидетельствует о том, что при воздействии тепловой энергии лазерного луча происходит не только расплавление металла, но и его интенсивное

перемешивание[3]. Также в структуре наблюдается неоднородность строения, т.е. в жидкой ванне не произошло полного растворения двух расплавленных сплавов, а в некоторых объемах лишь механическое перемешивание. Формирование сварного шва произошло со смещением в сторону стали 20X13, что соответствует возникающей при лазерной сварке закономерности смещения сварной точки в сторону менее тугоплавкого и менее теплоемкого металла. Однако, в микроструктуре сварного шва отчетливо видно, что и сплав ВНМ5-3 подвергся заметному растворению: поверхностные зерна тугоплавкого вольфрама частично расплавляются и переносятся потоком жидкого металла в середину сварного шва. В структуре сварного шва дефектов в виде несплошностей не обнаружено.

Измерение сечения диаметра и глубины проплавления позволяет определить долю участия сплавов в сварочной ванне[4]. Допустив, что расплавленные участки имеют форму конуса, получим:

$$V_{\text{св}} = V_{20X13} + V_{\text{ВНМ5-3}}; \quad (1)$$

где - V_{20X13} ; $V_{\text{ВНМ5-3}}$ - объемы расплавленных участков сварного шва.

$$V_{\text{св}} = 0,34 + 0,03 = 0,37 \text{ мм}^3 \quad (2)$$

Приведенное соотношение объемов расплавленных металлов показывает, что в состав сварочной ванны входят – 78,3% Fe + 11,7%Cr + 9%W + 0,6%Ni + 0,4%Cu, т.е. получена высоколегированная сталь нового состава. Следует иметь ввиду, что в связи с кратковременностью существования ванны, металл имеет существенную химическую неоднородность.

Проведённые измерения микротвёрдости показывают, что металл сварного шва по твердости

занимает промежуточное положение между твердостью стали 20X13 и сплавом ВНМ5-3 и изменяется от 2000 МПа со стороны 20X13 до 4080 МПа со стороны сплава ВНМ5-3.

Собственная прочность свариваемых материалов составляет 660 МПа и 640 МПа для стали 20X13 и сплава ВНМ5-3 соответственно. Испытания на растяжение показали, что прочность сварных соединений, выполненных на оптимальных режимах, находится в диапазоне 490..520 МПа.

Заключение

Проведённое исследование показало, что сварное соединение исследуемых материалов формируется за счет стали 20X13 и имеет хорошую свариваемость со сплавом ВНМ5-3. Дефектов в виде раковин, пор, трещин не обнаружено. Металл сварного шва по твердости занимает промежуточное положение между твердостью стали 20X13 и сплавом ВНМ5-3, предел прочности при растяжении 490..520 МПа.

Полученные результаты дают основание рекомендовать импульсную лазерную сварку для соединения сплава ВНМ5-3 со сталью 20X13.

1. Лазерная и электроннолучевая обработка материалов. Справочник. «Машиностроение». М. 1985г.
2. Теория сварочных процессов. Под ред. В.М.Неровного М.: изд. МГТУ им.Н.Э.Баумана, 2007г.
3. Привезенцев, В. И. Особенности формирования сварных соединений при импульсной лазерной сварке узлов приборов из разнородных металлов / В. И. Привезенцев, Н. И. Минаева – М.: МТУ, 2016.
4. Минаева, Н. И. Импульсная лазерная сварка корпусов приборов из алюминиевых сплавов с использованием присадочного материала / Н. И. Минаева, Н. Л. Архарова – М.: Информатика и технология, Межвузовский сборник научных трудов, 2016.

УПРОЧНЕНИЕ И ЗАТОЧКА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА БЫСТРЫМИ АТОМАМИ АЗОТА И АРГОНА

Э.С. Мустафаев¹, Х. А. Нэй²

ФГБОУ ВО «МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия; musen256@gmail.com

Развертка-из быстрорежущей стали Р6М5 диаметром 26 мм, была нагрета сходящимся пучком быстрых атомов, формируемым погруженной в плазму вогнутой сеткой под отрицательным напряжением 6 кВ. Благодаря равномерному удалению пучком материала развертки, исходные радиусы ее режущих кромок ~ 8 мкм уменьшились до ~ 6 мкм. Микротвердость поверхности возросла от ~ 800 до ~ 1400HV50.

Введение

Плазменное азотирование широко применяется для упрочнения различных деталей машин. Оно повышает их коррозионную стойкость, износостойкость и усталостную прочность [1]. Эта обработка включает внедрение атомов азота в поверхность и последующую диффузию их внутрь изделия. Имплантацию азота в поверхностный слой и нагрев его до температуры эффективной диффузии азота осуществляют ионы, ускоряемые из газоразрядной плазмы подаваемым на изделие отрицательным напряжением.

В большинстве случаев для плазменного азотирования используют аномальный тлеющий разряд. Упрочняемое изделие помещают в вакуумную камеру и соединяют с вводом, например, установленным наверху камеры (Рис. 1). Положительный полюс источника питания соединен с вакуумной камерой, а его отрицательный полюс – с изделием. При давлении азота ~ 100 Па и отрицательном напряжении на изделии, например, 700 В устанавливается аномальный тлеющий разряд между камерой, играющей роль анода, и изделием, играющим роль катода. В этом случае поверхность изделия покрыта ярким голубым слоем отрицательного свечения разряда. Ионы, ускоренные из разрядной плазмы приложенным напряжением, проходят через катодный слой положительного объемного заряда и бомбардируют поверхность изделия.

В азоте при напряжении 700 В произведение давления p на ширину слоя d равно $pd = 0.2$ Па·м, а $j/p^2 = 0.01$ А/(м²·Па²), где j – плотность тока на поверхности изделия [2]. При давлении 50 Па ширина слоя равна 4 мм, а плотность тока ионов равна 25 А/м². Плотность мощности нагрева на поверхности изделия составляет $w = 17,5$ кВт/м². При стационарной температуре T нагреваемого изделия w равно светимости R^* его поверхности

$$R^* = \omega \sigma_{S-B} T^4, \quad (1)$$

где ω – коэффициент черноты материала изделия, а постоянная Стефана-Больцмана σ_{S-B} равна 5.7×10^{-8} Вт/(м²·К⁴). Для изделия из стали $\omega \approx 0,25$ и при $R^* = 17.5$ кВт/м² его температура равна 1053 К или 820 °С, что вполне достаточно для эффективного азотирования. Когда давление азота снижается до 10

Па, ширина слоя возрастает до 20 мм, плотность тока снижается до $j = 1$ А/м² и температура падает до 471 К или 198 °С, что для азотирования недостаточно.

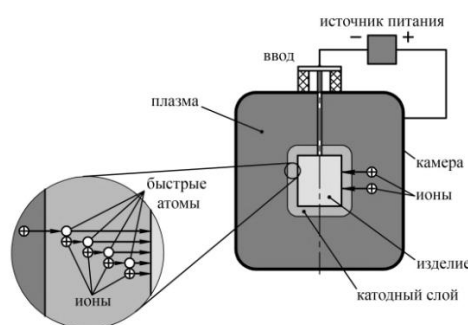


Рис. 1. Схема азотирования изделия в плазме аномального тлеющего разряда

При давлении ~ 50 Па смеси аргона с азотом (30%) ускоренный в слое ион после прохождения ~ 0,2 мм сталкивается с атомом газа. В результате перезарядки он превращается в быстрый нейтральный атом. Образованный при этом медленный ион также ускоряется электрическим полем слоя. После прохождения расстояния 0,2 мм он превращается во второй быстрый нейтральный атом, и образуется новый медленный ион. Через слой шириной 4 мм заряд одного иона переносят около 20 частиц. Они передают этот заряд друг другу, и их средняя энергия составляет $700/20 = 35$ эВ. При такой энергии поверхностные дефекты структуры не могут повысить скорость азотирования, и она определяется лишь температурой. Поэтому для получения азотированного слоя толщиной 100 мкм в аномальном тлеющем разряде иногда требуется 5–10 часов.

При низком давлении, ионы проходят через слой без столкновений, с высокой энергией бомбардируют поверхность изделия и благодаря структурным дефектам скорость азотирования существенно выше [3]. Тлеющий разряд с термоэмиссионным катодом позволил на подложках из быстрорежущей стали при температуре 480°С и давлении газа 0,5 Па получать азотированные слои толщиной 100–150 мкм всего за 240 мин [4].

Азотировать изделие при низком давлении можно также в плазме вакуумной дуги. Она с

успехом использовалась для азотирования изделия перед нанесением износостойких покрытий.

Целью настоящего исследования является разработка технологии упрочнения поверхности позволяющей повысить скорость азотирования режущего инструмента благодаря высокой степени диссоциации азота и бомбардировке ионами с высокой энергией.

Экспериментальная установка

Для достижения поставленной цели нужно в вакуумной камере при давлении газа $p = 0.1\text{--}1$ Па получить однородную плазму с высокой степенью диссоциации азота. Благодаря эффекту полого катода, обусловленному ионизацией газа в катодном слое тлеющего разряда [6], при $p = 0.01\text{--}1$ Па можно получать достаточно однородную плазму. На основе этого эффекта уже разработаны плазменные эмиттеры ионов [7, 8].

На рис. 2 представлена экспериментальная установка с генерацией плазмы с помощью тлеющего разряда с полым катодом. Роль полого катода играет рабочая вакуумная камера.

Диаметр камеры равен 50 см, а ее длина составляет 60 см. Наверху камеры имеется высоковольтный ввод. Когда изделие помещено в камеру соединенного с вводом, на него можно подать отрицательное напряжение до 6 кВ источника напряжения смещения. Другой источник включен между камерой и расположенным на дне камеры анодом.

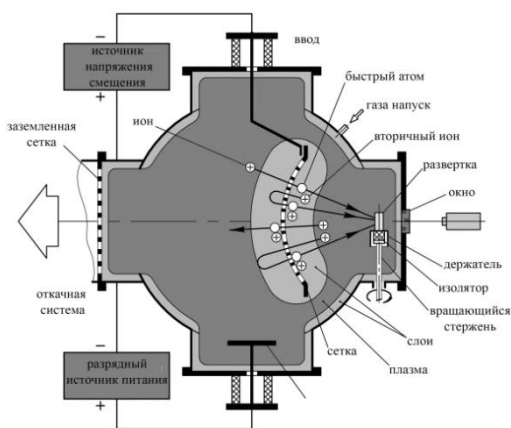


Рис. 2. Схема экспериментальной установки

Площадь поверхности анода составляет 50 см^2 .

Турбомолекулярный насос откачивает камеру до давления остаточного газа 0.001 Па. Двухканальная система подачи газа обеспечивает регулировку рабочего давления газа от 0.01 до 5 Па. Камера оснащена энерго-масс-анализатором Hiden EQP (до 300 атомных единиц массы и до энергии 1000 эВ) производства фирмы Hiden Analytical Ltd. (Англия), который позволяет изучать параметры ионов, нейтралов и радикалов в разрядной плазме.

В центре камеры закреплена круглая сетка диаметром 20 см и соединенная с высоковольтным вводом. Радиус кривизны ее вогнутой поверхности

равен 20 см. На керамическом изоляторе, закрепленном на стержне устройства вращения, установлен держатель, в форме полого цилиндра. Ось устройства отстоит на 5 см от стенки камеры. Вращающийся со скоростью 60 об/мин держатель играет роль экрана, защищающего изолятор от осаждения на его поверхности металлических пленок. Сетка с отверстиями диаметром 7 мм на расстоянии 8 мм между их центрами изготовлена из листа титана толщиной 1 мм. Когда на держателе установлена развертка диаметром 26 мм из быстрорежущей стали Р6М5, перпендикулярные поверхности сетки прямые линии проходят через развертку. На стенке камеры имеется кварцевое окно для измерения температуры развертки пирометром IMPAC IP 140 производства фирмы LumaSense Technologies GmbH (Германия).

Включение источника питания разряда при давлении газа в камере ~ 0.5 Па вызывает установление тлеющего разряда с полым катодом. Камеру заполняет однородная плазма, отделенная от ее стенок катодным слоем положительного объемного заряда. Эффект полого катода обеспечивает поддержание тлеющего разряда при давлениях $0.005\text{--}5$ Па. Из-за бомбардировки камеры ионами из плазмы ее стенки эмитируют электроны, ускоряемые в катодном слое разрядным напряжением в несколько сотен вольт. В указанном диапазоне давления электроны пролетают через плазму без столкновений и отражаются обратно у противоположной стенки. Средняя длина L пути электрона до анода равна [6]

$$L=4V/S_a, \quad (2)$$

где V – объем камеры, а S_a – площадь поверхности анода. В нашем случае $V = 0.12\text{ м}^3$, $S_a = 0.005\text{ м}^2$ и, при прохождении пути $L \sim 100$ м, каждый электрон побывает во всех частях камеры, что обеспечивает однородность плазмы, и образует в катодном слое дополнительные быстрые электроны, которые вносят значительный вклад в ионизацию газа при низком давлении.

Экспериментальные результаты

При давлении $p = 1$ Па и токе разряда в цепи анода $I_d = 2$ А разрядное напряжение равно $U_d \approx 450$ В. Подача ускоряющего напряжения $U = 6$ кВ на погруженную в разрядную плазму сетку приводит к увеличению тока сетки I от 0.2 до 0.5 А и уменьшению разрядного напряжения U_d от 450 до 200 В.

Быстрые атомы образуются при столкновениях с перезарядкой ускоренных ионов и молекул газа в слое между плазмой и сеткой. Сечение перезарядки 6 ионов аргона с энергией 6 кВ равно $17 \times 10^{-20}\text{ м}^2$ [9], а их длина перезарядки $\lambda = 1/n_6$ при $p = 1$ Па и плотности молекул газа $n = 2,5 \times 10^{20}\text{ м}^{-3}$ равна $2,4$ см. При $U = 6$ кВ ширина слоя у сетки превышает λ , и все ионы, пролетающие через сетку, формируют

сходящийся пучок быстрых атомов, бомбардирующих развертку.

Упрочнение разверток диаметром 26 мм проводили при давлении 1 Па смеси аргона с азотом (30% и 60%) и токе разряда $I_d = 2$ А. Одна из разверток была подвешена на высоковольтном вводе и нагрета ионами до 500 °С, ускоряемыми из плазмы отрицательным напряжением 5 кВ. После нагрева инструмент выдерживался в плазме в течение 120 мин при данной температуре и напряжении смещения 1,5 кВ. С помощью оптической измерительной системы MicroCAD premium+ фирмы GF Messtechnik GmbH (Германия) было установлено, что после упрочнения радиусы режущих кромок развертки возросли до ~ 37 мкм и значительно превышали исходные радиусы ~ 8 мкм (Рис. 3). Это может быть вызвано избирательным распылением режущих кромок нагревающими развертку ионами при азотировании.

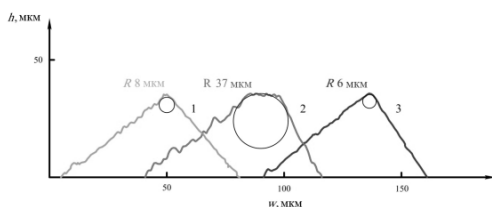


Рис. 3. Профили режущих кромок развертки до обработки (1), после азотирования в течение 120 мин с нагревом ионами из плазмы (2), и после азотирования в течение 120 мин с нагревом быстрыми атомами (3)

Другая развертка была установлена на вращающийся держатель (Рис. 2) и нагрета до 500 °С сходящимся пучком быстрых атомов, образованным сеткой. После нагрева она также выдерживалась при этой температуре в плазме в течение 120 мин. В этом случае радиусы режущих кромок ~ 6 мкм (Рис. 3) упрочненной развертки не превышали исходную величину. Это благодаря равномерному удалению пучком быстрых атомов материала развертки с ее поверхности. Кроме того, обработка пучком уменьшила шероховатость, как передних, так и задних поверхностей режущих кромок развертки.

Измерения микротвердости позволили определить толщину азотированного слоя ~ 100 мкм и микротвердость поверхности 1400 HV_{0,05}, значительно превышающую микротвердость основы (Рис. 4).

Причинами сравнительно высокой скорости азотирования являются дефекты структуры, и высокая степень диссоциации азота осциллирующими в плазме быстрыми электронами. Измеренные с помощью энерго-масс-анализатора Hiden EQP распределения по энергии бомбардирующих стенки камеры ионов азота показали, что с увеличением разрядного тока I_d возрастают плотности тока как атомарных, так и молекулярных ионов азота.

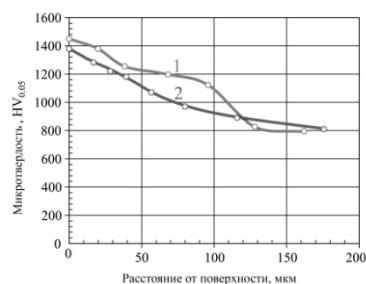


Рис. 4. Полированное сечение упрочненной развертки и зависимость микротвердости от расстояния до поверхности при содержании азота в смеси с аргоном 30% (1) and 60% (2)

Однако отношение плотностей тока атомарных ионов к молекулярным возрастает от 0.8 при $I_d = 0.5$ А до 0.95 при $I_d = 1$ А и до 1.4 при $I_d = 2$ А. Это означает, что в плазме образованной в смеси аргона с азотом (30%) при давлении газа 1 Па и разрядном токе 2 А степень диссоциации азота выше 50%.

Выводы

По сравнению с азотированием на основе аномального тлеющего разряда или вакуумной дуги тлеющий разряд с электростатическим удержанием электронов отличается повышенной однородностью плазмы и степенью диссоциации азота, увеличивающей скорость азотирования.

Погруженная в плазму вогнутая сетка позволяет формировать сходящийся пучок быстрых нейтральных атомов. Нагрев инструмента пучком вместо нагрева ионами, ускоренными из плазмы отрицательным напряжением смещения, обеспечивает заточку режущих кромок вместо их затупления.

Мы благодарны Министерству образования и науки Российской Федерации за финансовую поддержку этой работы в рамках государственного задания в области научной деятельности МГТУ «СТАНКИН» (№9.7886.2017/6.7). Работа выполнена с использованием оборудования Центра коллективного пользования МГТУ «СТАНКИН»

1. M. Devi, O. Mohanty, Surf. Coat. Technol. **107** 55 (1998)
2. A. Güntherschulze, Zeitschr. für Phys. **59** 433 (1930)
3. A. Leyland, K. Fancey, A. James, A. Matthews, Surf. Coat. Technol. **41** 295 (1990)
4. J. Avelar-Batista, E. Spain, J. Housden, A. Matthews, G. Fuentes, Surf. Coat. Technol. **200** 1954 (2005)
5. S. Grigoriev, A. Metel, S. Fedorov, Metal Sci. Heat Treat. **54** 8 (2012)
6. A. Metel, Zh. Techn. Fiz. **55**, 1928 (1985)
7. A. Metel, V. Bolbukov, M. Volosova, S. Grigoriev, Yu. Melnik, Surf. Coat. Technol. **225** 34 (2013)
8. A. Metel, V. Bolbukov, M. Volosova, S. Grigoriev, Yu. Melnik, Instrum. Exp. Tech. **57** 345 (2014)
9. A.V. Phelps, J. Phys. Chem. Ref. Data **20** 557 (1991)

ИССЛЕДОВАНИЕ И ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ВОЛОЧЕНИЯ КВАДРАТНОЙ ПРОВОЛОКИ

А.А. Мышечкин, А.В. Минин

МИРЭА - Российский технологический университет, Москва, Россия; maleksys@rambler.ru

Представлены результаты разработки технологического процесса и исследования влияния противонапряжения на силовые и деформационные параметры процесса производства квадратной проволоки. Рассмотрены различные схемы технологического процесса производства квадратной проволоки. Даны рекомендации по выбору оптимальных технологических параметров процесса волочения.

Проволока квадратного сечения широко применяется в промышленности для производства самых разных изделий (шайбы, пружины, рукава высокого давления и т.д.) из стали 65Г и стали 70, волочением через роликовые волокни. Волочение через роликовые волокни в сравнение с волочением через монолитные волокни обеспечивает повышение стойкости инструмента, снижение сил трения, повышение обжатий [1,2,3].

Проведенные исследования показали, что для изготовления пружинной проволоки со стороны квадрата 1,0; 1,4; 1,6; 2,0 мм, соответствующей требованиям ГОСТ 11850, можно использовать круглую отожженную заготовку диаметром 1,20; 1,70; 1,90; 2,40 мм соответственно. Эти размеры являются минимальными для получения квадратной проволоки в роликовой волоке. Обжатие в роликовой волоке при этом составляет 12,3 - 30,5%.

В качестве примера рассмотрим получение заготовки диаметром 1,70 мм для получения квадратной проволоки со стороны квадрата 1,4 мм. В качестве заготовки на ООО «ПК Промстальметиз» использовалась катанка Ø 6,5 мм. Вначале катанка протягивается на промежуточный размер по следующему маршруту:

Ø 6,5 → 5,75 → 4,95 → 4,25 → 3,70

Далее заготовка диаметром 3,70 мм проходит патентирование и протягивается на стане 6/550 на диаметр 1,70 мм:

Ø 3,70 → 3,20 → 2,80 → 2,40 → 2,10 → 1,90 → 1,70

После второго передела заготовка диаметром 1,70 мм вновь термообрабатывается по следующему режиму: нагрев до температуры 690-710°C, выдержка при этой температуре 6 ч и последующее охлаждение с печью до температуры 200°C, проходит подготовку к волочению и протягивается в роликовой волоке на готовый размер.

Проведенные исследования показали, что для повышения устойчивости процесса волочения квадратной проволоки в роликовых волоках, снижения давления на ролики, повышения качества проволоки и стойкости роликов целесообразно использовать эффект противонапряжения [1]. Сущность его заключается в том, что к протягиваемому металлу со стороны входа его в волоку прикладывают силу,

направленную в сторону, противоположную движению металла, и потому называемую противонапряжением. От этого в полосе еще до ее входа в волочильный канал в осевом направлении создаются растягивающие напряжения. Они вызывают изменение напряженно-деформированного состояния металла в зоне деформации, уменьшение давления металла на стенки волоки и ее износ.

Противонапряжение требуемой величины может быть создано за счет дополнительного обжатия проволоки в монолитной волоке, установленной перед роликовой волокой (рис.1).

Проведенные исследования показали [1,4], что использование противонапряжения при волочении квадратной проволоки на 28-48% снижает давление металла на вертикальные и на 4-14% - на горизонтальные ролики, стойкость роликов повышается в 1,5 - 3 раза. При этом происходит увеличение напряжения волочения на 18-25% в зависимости от напряжения, создаваемого обжатием в монолитной волоке, устанавливаемой перед роликовой волокой для создания противонапряжения.

Разница между величиной давления металла на вертикальные и горизонтальные ролики и его снижением при использовании противонапряжения объясняется тем, что при настройке роликовой волоки происходит предварительный прижим горизонтальных роликов к боковой поверхности вертикальных роликов.

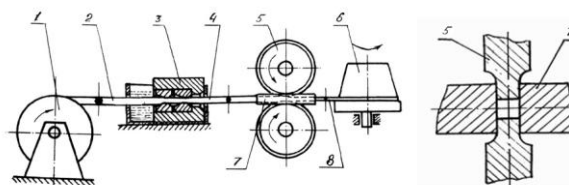


Рис. 1. Схема волочения квадратной проволоки с противонапряжением:

1 – размотывающее устройство; 2 – заготовка; 3 – сдвоенная монолитная волока в волокодержателе; 4 – заготовка после монолитной волоки; 5, 7 – вертикальные и горизонтальные ролики; 6 – волочильный барабан; 8 – готовый квадратный профиль.

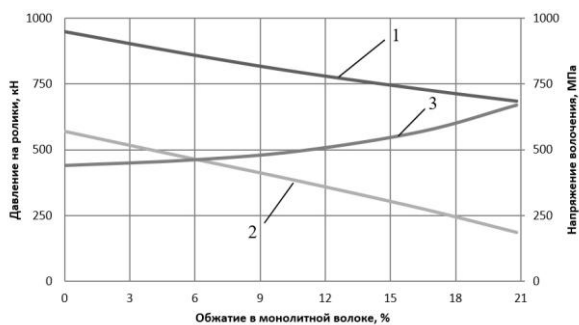


Рис. 2. Зависимость напряжения волочения (3) и давления на горизонтальные (1) и вертикальные (2) ролики от обжатия в монолитной проволоке.

Анализ силовых параметров процесса волочения с противонапряжением показывает (рис.2), что рост напряжения волочения становится особенно заметным при обжатии в монолитной проволоке свыше 6%, т.е. тогда, когда напряжение противонапряжения достигает величины 10-15% от предела текучести материала, т.е. когда $\sigma_{п} > (0,1-0,15)\sigma_{т}$. При $\sigma_{п} \leq (0,1-0,15)\sigma_{т}$ рост напряжения волочения не значителен. Причем, усилие волочения с противонапряжением на 5-20% меньше суммы усилия противонапряжения и усилия волочения без противонапряжения, что согласуется с данными других авторов [5].

Таким образом, полученные результаты показывают, что волочение квадратной проволоки с противонапряжением за счет установки перед роликовой проволокой дополнительной монолитной проволоки позволяет уменьшить давление на ролики, повысить стойкость инструмента и производительность процесса.

1. Мышечкин А.А., Осадчий В.Я. Машины и технология метизного производства. М., МГУПИ, 2008.- с.93-97.
2. Рудской А.И., Лунев В.А., Шаболдо О.П. Волочение. Учебное пособие. Санкт-Петербург, Издательство Политехнического университета, 2011.-с.29-42.
3. Баричко Б.В., Шеркунов В.Г. Получение пружинной квадратной проволоки квадратного сечения в четырехроликовой проволоке со смещенными парами роликов/Челябинский политехнический институт.-Челябинск.-1990.-10с., деп. В инст. «Черметинформация» 30.11.1990, № 5635.
4. Мышечкин А.А., Осадчий В.Я. Исследование и совершенствование процесса волочения квадратной стальной проволоки с противонапряжением./ Сталь, № 8, 2019, с.47-51.
5. Каргин, В. Р. Моделирование процесса волочения круглых изделий с противонапряжением / В. Р. Каргин, С. Ю. Колесникова, Ю. А. Сергеев, Б. В. Каргин // Металлург. –2014. – №10. – С. 66-70.

ФОРМИРОВАНИЕ ПРИНЦИПОВ И МОДЕЛЕЙ РЕАЛИЗАЦИИ КОМПЛЕКСНОГО ПОДХОДА К ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКЕ ПРОИЗВОДСТВА ВЫСОКОТОЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Назарьев А.В., Бочкарёв П.Ю.

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., Саратов, Россия;
alex121989@mail.ru, bpy@mail.ru

В статье рассматривается вопрос формирования комплекса проектных процедур системы учета требований к сборке при проектировании технологических процессов механической обработки, а также разработанные математические модели и подходы ее реализации. Применение подобной системы позволяет выбирать рациональные технологические процессы механической обработки деталей, с учетом складывающейся на предприятии оперативной производственной ситуации.

Введение

Сборка изделий является завершающим и наиболее ответственным этапом производственного цикла. Особенно это касается высокоточных изделий, к которым относится большинство приборов и машин военно-промышленного комплекса, ракетно-космической и авиационной промышленности, прецизионного станкостроения и т.д. Достижение заданных эксплуатационных характеристик подобных изделий весьма затруднено вследствие необходимости учета влияния непознанных и плохо управляемых причин. На практике данное обстоятельство пытаются решать такими затратными методами как многочисленные доводочные работы, переборки и уточнение конструкции [1,2]. Традиционные подходы к организации технологической подготовки производства (ТПП) подобных изделий не являются универсальными и во многом зависят от типа производства, конструктивных особенностей изготавливаемых изделий, квалификации исполнителей. Также необходимо отметить, что традиционное проектирование технологических процессов (ТП) механической обработки и сборки носит субъективный характер. Технолог не способен рассмотреть все возможные варианты изготовления деталей и сборки изделий и выбрать из них наиболее рациональные. Кроме того, при традиционном проектировании ТП механической обработки и сборки невозможен учет реального состояния производственной системы и требований последующей сборки. Уровень же автоматизации большинства автоматизированных систем ТПП остается крайне низким и также не позволяет при проектировании ТП изготовления деталей учитывать требования к сборке и оперативную производственную ситуацию.

Решение описанных выше проблем возможно только комплексно. Подобный комплексный подход к ТПП должен выполнять следующие задачи: проектировать рациональные ТП механообработки деталей, обеспечивающие заданные качество и точность, а также минимальную себестоимость реализации; при проектировании ТП механической обработки учитывать ограничения, накладываемые требованиями к сборке изделий; учитывать оператив-

ную производственную ситуацию.

На сегодняшний день наблюдаются разрозненные решения отдельных подзадач этой проблемы. Отсутствует, отвечающая реальным требованиям, концепция комплексного подхода. Именно поэтому остро стоит необходимость проведения исследований по созданию подобного подхода к интеллектуализации ТПП.

Цель

Целью настоящего исследования является повышение эффективности функционирования многономенклатурных производственных систем на основе разработки и обоснования принципов комплексного подхода к обеспечению гибкой синхронизации технологической подготовки механообрабатывающего производства и ограничений, накладываемых требованиями к сборке высокоточных изделий, а также оперативной производственной ситуации.

Методика

Предлагается комплексный подход (комплекс проектных процедур системы учета требований к сборке при проектировании технологических процессов механической обработки (СТСТПМ)) [3], который основывается на установлении связи между ТПП механообрабатывающего и сборочного производств, с учетом ограничений, накладываемых требованиями сборки, и реально складывающейся производственной ситуации.

Предлагаемая структура СТСТПМ (в общем виде представлена на рис. 1) включает в себя три укрупненных блока проектных процедур: анализ требований к сборке высокоточных изделий; анализ возможных технологических процессов обработки деталей, входящих в высокоточные изделия; выбор рациональных технологических процессов, обеспечивающих выполнение требований сборки.

Для первого этапа исходными данными выступают конструкторская документация (КД) на изделие и базы данных, сформированные на основе анализа КД.

Для реализации первого укрупненного блока проектных процедур представлена классификация структурных элементов и разработана методика

разбиения высокоточного изделия на структурные элементы и выбора плоскостей для проведения конструкторского размерного анализа (КРА). Структурный элемент – элемент сборочной единицы или сборочная единица в целом с определенным функциональным назначением.

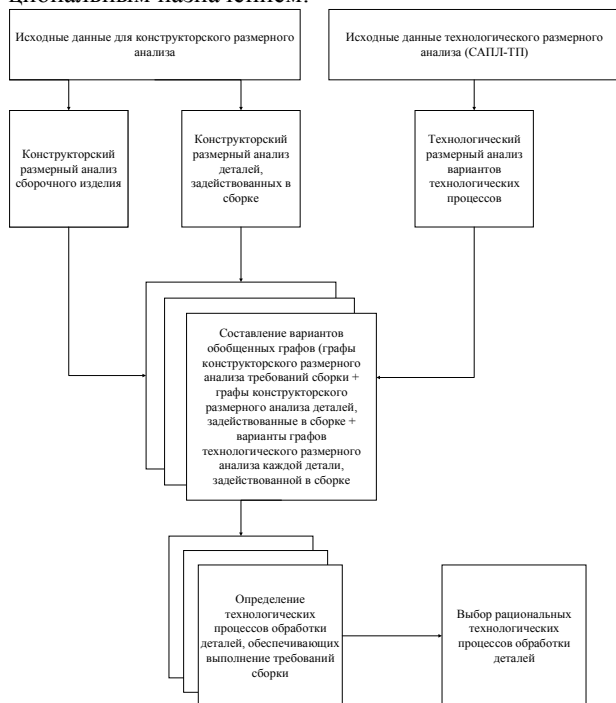


Рис. 1. Структура СТСПМ в общем виде

В результате мы получаем исходную информацию, а именно: сформированные требования к сборке; плоскости проведения размерного анализа отдельных структурных элементов и сборки в целом; комплект деталей, участвующий в размерном анализе.

Для проведения КРА разработана методика объединения графов сопряжений сборочных единиц и графов размеров деталей в общие графы размеров-сопряжений. Кроме того, для формализации процедур КРА нами выбрана [4,5] и доработана математическая модель, основанная на аппарате теории графов, а именно предложена индексация деталей, сборочных единиц и их размеров, задействованных в расчетах, для корректного составления необходимых графов и формирования на их основе систем уравнений. Рассмотрим ее подробнее.

КРА заключается в построении графов размерного анализа сборочных единиц (графов сопряжений) $G_C = (A, B)$ и графов размерного анализа деталей, входящих в данные сборочные единицы (графов размеров) $G_P^j = (C, D)$ (индекс j обозначает номер детали в сборке). Граф размеров рассматривается как результат развертки графа сопряжений до уровня геометрических контуров, образующих элементы изделия. Граф сопряжений, в свою очередь, представляет собой свертку графа размеров. В результате получаем объединение графов (графы размеров являются элементами графа сопряжений):

$$G_P^1, G_P^2, \dots, G_P^n \in G_C = G_{CP} \quad (1)$$

На основе полученного объединенного графа строятся системы уравнений для расчета искомых звеньев:

$$\left\{ \begin{array}{l} B_1 = \sum_{i=1}^{p_1} A_{1,i}^{j_1, j_2} \\ B_2 = \sum_{i=1}^{p_2} A_{2,i}^{j_1, j_2} \\ \dots \\ B_X = \sum_{i=1}^{p_X} A_{X,i}^{j_1, j_2} \end{array} \right\} \left\{ \begin{array}{l} A_{1,i}^{j_1, j_2} = \sum_{i=1}^{l_1} A_i^{j_2} \\ A_{2,i}^{j_1, j_2} = \sum_{i=1}^{l_2} A_i^{j_2} \\ \dots \\ A_{X,i}^{j_1, j_2} = \sum_{i=1}^{l_X} A_i^{j_2} \end{array} \right. \quad (2)$$

где B_1, B_2, \dots, B_X – требования к сборке, выявленные в ходе проведения КРА сборочной единицы; $A_{1,i}^{j_1, j_2}, A_{2,i}^{j_1, j_2}, \dots, A_{X,i}^{j_1, j_2}$ – составляющие звенья конструкторской размерной цепи (индекс i обозначает порядковый номер составляющего звена, индекс j_2 – номер размера данной детали ($j_2 = 1 \dots n_2$), участвующего в расчете требования, соответственно, $A_i^{j_2}$ – составляющие звенья конструкторских размерных цепей деталей.

Исходными данными для второго этапа является множество возможных вариантов технологических процессов механической обработки деталей, задействованных в сборке, полученное в системе автоматизированного планирования ТП [6].

Сущностью технологического размерного анализа является построение графов всех возможных вариантов технологических процессов механической обработки деталей $G_T^{j(p)} = (I, F)$ (где $j(p)$ – номер детали в сборке и номер варианта технологического процесса для данной детали).

Для формализации данного этапа выбран [7] и доработан подход, также основанный на математическом аппарате теории графов, а именно предложена индексация, непосредственно связанная с индексацией при проведении КРА, которая позволяет учитывать необходимые варианты ТП, а также конструкторские, технологические размеры и технологические припуски для корректного составления графов технологического размерного анализа и формирования на их основе систем уравнений. Кроме того, в выбранном подходе уточнены формулы расчета номинальных размеров детали.

Нами установлено, что выбранный подход обладает следующими преимуществами: отсутствует необходимость в определении увеличивающих и уменьшающих звеньев и составлении для них уравнений расчета; требуется составление только двух матриц смежности и размерной цепи для расчета всех необходимых размеров и их допусков; для реализации алгоритма не требуется особой нумерации

поверхностей; позволяет проводить в автоматизированном режиме расчеты размерных цепей отклонения от формы и расположения; подходит для проведения технологического размерного анализа деталей различной конфигурации.

В результате для каждой детали получают варианты систем уравнений расчета номинальных размеров и припусков:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Плоскость 1} \\ \left\{ \begin{array}{l} A_{j_5}^{j_1, j_2} = \sum_{i=1}^{n_5} S_{i, j_5}^{j_1, j_2} \\ Z_{j_5}^{j_1, j_2} = \sum_{i=1}^{n_5} S_{i, j_5}^{j_1, j_2} \end{array} \right\} \end{array} \right\} \quad (3)$$

где $A_{1,i}^{j_1, j_2}$, $A_{j_5}^{j_1, j_2}$ – конструкторские размеры; $Z_{j_5}^{j_1, j_2}$ – припуски на механическую обработку (индекс j_4 – номер припуска в детали ($j_4=1 \dots n_4$)); $S_{i, j_5}^{j_1, j_2}$ – технологические размеры (индекс j_5 – номер технологического размера в данной детали ($j_5=1 \dots n_5$)).

Третий этап подразумевает составление вариантов обобщенных графов, включающих в себя графы КРА сборочных единиц и деталей, а также полученные графы размерного анализа всех возможных вариантов ТП для каждой детали, задействованной в сборке, во всех необходимых сечениях:

$$G_T^{j(1)}, G_T^{j(2)}, \dots, G_T^{j(n)} \in G_{CP} \quad (4)$$

Для этого была разработана методика объединения графов размеров-сопряжений и графов размерного анализа вариантов ТП механической обработки деталей в обобщенные графы.

В результате реализации процедуры сгенерированы варианты систем уравнений обобщенных графов, учитывающие предложенную нами индексацию.

На основе полученных обобщенных систем уравнений происходит выбор множества ТП изготовления деталей, удовлетворяющих критериям сборки. Критерий выбора – получение максимально возможного числа сборочных комплектов $\max\{I_{CK}\}$. Из выбранного множества в свою очередь, определяется вариант рационального ТП в зависимости от складывающейся на предприятии производственной ситуации методом многокритериальной оптимизации по критерию Парето с применением генетического алгоритма для определения весовых коэффициентов важности каждого из критериев.

Нами были выбраны [8,9] и доработаны математические модели для формализации третьего укрупненного блока проектных процедур, а именно:

- предложены и обоснованы критерии выбора рациональных ТП: - количество операций ТП изготовления деталей (W_{on}); общее количество техноло-

гических переходов для каждого из ТП изготовления деталей ($W_{пер}$); однородность технологического оборудования, применяемого при реализации ТП ($W_{отд}$),

- сформировано условие определения значений весовых коэффициентов для каждого из критериев: $\xi_{on} > \xi_{пер} > \xi_{отд}$.

Выводы

Таким образом, применение комплексного подхода к ТПП в условиях многономенклатурной производственной системы является актуальной задачей, т.к. подобный подход позволяет учитывать складывающуюся на предприятии оперативную производственную ситуацию и выбирать рациональные ТП изготовления деталей с учетом ограничений, накладываемых требованиями сборки. Это позволяет снизить количество комплектов деталей, необходимых для сборки заданной программы выпуска приборов и машин, и трудоемкость сборки высокоточных изделий, повысить точность, долговечность и качество подобных изделий. Другим немаловажным результатом применения подхода является сокращение времени и трудоемкости ТПП.

1. Базров, Б. М. Основы технологии машиностроения: учебник / Б. М. Базров. - М.: Машиностроение, 2005. - 736 с.
2. Сулов, А. Г. Научные основы технологии машиностроения / А. Г. Сулов, А. М. Дальский. - М.: Машиностроение, 2002. - 684 с.
3. Назарьев, А.В. Комплексный подход для выполнения технологической подготовки многономенклатурных механообрабатывающих производств на основе учета особенностей сборки высокоточных изделий [Текст] / А.В. Назарьев, П.Ю. Бочкарев // Справочник. Инженерный журнал. – 2019. - № 3. - С. 35–42.
4. Лелюхин, В.Е. Анализ и расчет размерных цепей на основе графов размерных связей [Текст] / В.Е. Лелюхин, О.В. Колесникова // Вестник ИШ ДВФУ. - 2015. - №4 (25). - С. 29–34.
5. Гречников, Ф.В. Проектирование технологических процессов сборки по критериям точности [Текст] / Ф.В. Гречников, С.Ф. Глушенко // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С.П. Королёва. - 2011. - № 3-4. - С. 38–43.
6. Митин, С. Г. Особенности создания автоматизированной системы планирования технологических процессов в условиях многономенклатурного механообрабатывающего производства [Текст] / С. Г. Митин, П. Ю. Бочкарев, Л. Г. Бокова // Системы проектирования, технологической подготовки производства и управления этапами жизненного цикла промышленного продукта (CAD/CAM/PDM-2011) : тр. 12-й междунар. конф. / Ин-т проблем упр. РАН. - М., 2012. - С. 305-309.
7. Мухомозов, А.В. Алгоритм модуля автоматизированного расчета технологических размерных цепей [Текст] / А. В. Мухомозов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2015. – Т.15, №3. – С. 48-55.
8. Филипович О.В. Управление параметрами селективной сборки двух деталей / О.В. Филипович, Г.В. Невар, М.И. Гарматюк, Д.В. Загорёнова // Известия ТулГУ, Технические науки – 2015. - №10. – С. 144-150.
9. Догалина Е. П. Многокритериальное управление процессами мелкосерийного производства радиоэлектронной аппаратуры / Е. П. Догалина, А. Н. Коноплев // Методы и устройства передачи и обработки информации. - 2011. - № 1. - С. 121-123.

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИЗНОСА ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПЕРЕКОСЕ

Ф.Г. Нахатакян

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; flnahat7@mail.ru

Предложен метод определения максимального износа зубьев зубчатых колес при перекосе. Использована модель упругого основания с переменным коэффициентом постели. Задача решена аналитически, сначала задача решена в отсутствии перекоса, потом при его наличии. Получены зависимости максимального износа в точке начального касания, где имеет место максимальное контактное давление. Коэффициент износостойкости материала зубьев определяется экспериментально.

Практика эксплуатации зубчатых зацеплений свидетельствует о том, что одним из типовых видов опасных разрушений является износ зубьев.

В работе износ зубьев зубчатых зацеплений определен с учетом контактных деформаций зубьев в условиях перекоса.

Расчетная оценка износа кинематических пар в строгой постановке представляет значительные математические трудности [1] в связи с необходимостью решения контактной задачи теории упругости с учетом непрерывного изменения формы соприкасающихся поверхностей в процессе изнашивания сжимаемых тел.

Задача об износе высших кинематических пар, к которым относится пара зацепляющихся зубьев, существенно упрощается при использовании модели упругого основания, распространенная в строительной механике, но не с постоянным, а переменным коэффициентом постели.

С учетом перекоса между осями контактирующих поверхностей уравнение совместности деформаций, перемещений и износа записывается в следующем виде:

$$\alpha(t) = S(x, y) + W(x, y) + u(x, y, t), \quad (1)$$

где $\alpha(t)$ - сближение контактирующих поверхностей зубьев в момент времени t работы передачи,

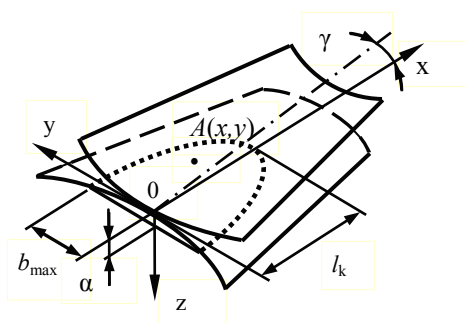


Рис. 1. Схема контактирования боковых поверхностей зубьев при перекосе

являющееся мерой упругой деформации зубчатого зацепления с учетом износа зубьев; $W(x, y, t)$ - упругая деформация контактирующих поверхностей зубьев в точке с координатами (x, y) в момент времени t ; $S(x, y)$ - исходный просвет между контактирующими поверхностями зубьев в начальный момент времени

$t=0$ в точке $A(x, y)$; $u(x, y, t)$ - износ контактирующих поверхностей зубьев в точке (x, y) в момент времени t ; x - координата точки вдоль образующей зуба, отсчитываемая от торца зуба, где имеет место начальный контакт зубьев; y - координата, отсчитываемая по высоте зуба от точки начального контакта (рис. 1).

Равновесие системы для случая однопарного зацепления зубьев выражается уравнением в виде:

$$\iint_A q(x, y, t) dx dy = P, \quad (2)$$

где $q(x, y, t)$ - контактное давление между зубьями в точке (x, y) в момент времени t ; P - нормальная сила в зацеплении. Интегрирование уравнения (2) выполняется в пределах площадки контакта. Рассмотрим параметры, входящие в уравнение (1).

В общем случае функция просвета между зубьями в ненагруженном состоянии выражается зависимостью-

$$S(x, y) = \gamma \cdot x + y^2 / 2\rho, \quad (3)$$

где первое слагаемое учитывает перекос контактирующих поверхностей зубьев, второе слагаемое выражает исходный зазор между зубьями, γ - угол перекоса; ρ - приведенный радиус кривизны зубьев в рассматриваемой точке.

Функция (3) приближенная, так как действительные профили зубьев в ней заменены параболами. В рассматриваемом случае такое приближение оправдано упрощением решения задачи без заметного снижения его точности. Такое упрощение тем более оправдано при рассмотрении износа кинематических пар (включая зубья колес), поскольку коэффициент износостойкости материалов определяется экспериментальным путем со значительно меньшей точностью [2].

Принимая модель упругого основания с переменным коэффициентом постели, для упругой деформации можно записать

$$W(x, y, t) = K(x) \cdot q(x, y, t), \quad (4)$$

где $K(x)$ - коэффициент постели упругого основания в точке с координатой x по длине зуба [3]:

$$K(x) = K_0 \cdot \bar{K}(x),$$

где K_0 - коэффициент постели упругого основания в среднем сечении зуба, по сути - коэффициент контактной податливости зубьев в среднем сечении, $\bar{K}(x)$ - коэффициент, учитывающий повышенную податливость торцовых участков зубьев.

Развитая проф. И.В. Крагельским усталостная теория износа [4] позволила получить расчетные зависимости интенсивности изнашивания J , которые можно представить в общем виде:

$$J = K \cdot q^m,$$

где $1 \leq m \leq 3$, причем для проработанных поверхностей $m \approx 1$. При расчетах износа сопряжений обычно принимается линейная связь [2] между износом $u_H(t)$ и временем изнашивания t (или числом циклов нагружения сопряжения N)

$$\bar{u} = u/t = \text{const}, \quad (5)$$

где \bar{u} - скорость изнашивания. Тогда износ не зависит от скорости изнашивания при одинаковом пути трения L , т. е.

$$u = KqL. \quad (6)$$

Из (5) и (6) следует скорость износа

$$\frac{du}{dt} = \bar{u} = \frac{d(KqL)}{dt} = KqV_{CK},$$

где $V_{CK} = dL/dt$ - скорость скольжения поверхностей, которая обычно используется при рассмотрении трения износа зубьев.

С учетом сказанного для износа контактирующих поверхностей зубьев получим выражение для износа $u(x, y, t)$ в следующем виде:

$$u(x, y, t) = K_u(t) \cdot q(x, y, t), \quad (7)$$

здесь $K_u(t)$ - коэффициент износа зубьев, согласно [2] определяется

$$K_u(t) = K_u N_u \eta / H^S, \quad (8)$$

где K_u - коэффициент износостойкости материала зубьев, зависящий от качества обработки поверхностей и прочностных характеристик материала; $\eta = V_{CK}(x, y) / V_K(x, y)$; $V_{CK}(x, y)$ и $V_K(x, y)$ - скорости скольжения и качения зубьев в точке с координатами (x, y) , в общем случае они зависят от координаты x по длине и координаты h по высоте зуба; N_u - число циклов нагружения зубьев за время работы передачи, $N_u = 60nt$, n - частота вращения шестерни, мин^{-1} ; H - приведенная твердость контактирующих зубьев; $H^{-S} = H_1^{-S} + H_2^{-S}$ - параметр, характеризующий влияние твердости контактирующих поверхностей зубьев на их износ (по данным [4] $s=1$ соответствует износу при упругом контакте изнашиваемых поверхностей).

Из совместного рассмотрения (1), (2), (3) (4), и (7) получаем формулу для упругого сближения в зубчатом зацеплении в процессе работы передачи с учетом износа:

$$\alpha(t) = S(x, y) + q(x, y, t)[K(x, y) + K_u(t)]. \quad (9)$$

Отсюда получаем зависимость контактных давлений от формы контактирующих поверхностей и их износа в виде

$$q(x, y, t) = [\alpha(t) - S(x, y)] / [K(x, y) + K_u(t)]. \quad (10)$$

Граничные условия. Для решения системы уравнений (1) и (2) необходимо использовать граничные условия, заключающиеся в равенстве нулю контактных давлений на контуре площадки контакта с координатами (x_*, y_*) в произвольный момент времени t ,

$$q(x_*, y_*, t) = 0. \quad (11)$$

Начальные условия задачи при $t=0$ запишутся в виде

$$u(x, y, 0) = 0, \\ q_{\max}(0, 0, 0) = K_\sigma \sigma_H,$$

где $\sigma_H = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2q}{R_{np} \vartheta}}$ - контактные напряжения по Герцу; здесь $\bar{\vartheta} = (\vartheta_1 + \vartheta_2) / 2$; $\vartheta = (1 - \nu^2) / \pi E$;

$K_\sigma = \sqrt{K_\gamma}$ - коэффициент концентрации контактных напряжений [5]; $K_\gamma = 1 + 0,5\xi$ - коэффициент угла перекоса, при $l_k = l$, и $K_\gamma = \sqrt{2} \cdot \xi^{1/2}$, при $l_k \leq l$; безразмерный нагрузочный параметр- $\xi = l\gamma / W_H$;

здесь $W_H = 4\vartheta \frac{P}{l} * \left(\ln \frac{4R}{b} - 0,5 \right) = \delta_H P / l$ - контактная деформация в отсутствии перекоса [6].

С учетом граничных условий из выражения (3) получим зазор на контуре площадки контакта

$$s(x_*, y_*) = \gamma \cdot x_* + y_*^2 / 2\rho,$$

следовательно, из (9) получим сближение контактирующих поверхностей зубьев в виде

$$\alpha(t) = \gamma \cdot l_K(t) = b_K^2(t) / 2\rho = \gamma \cdot x_* + y_*^2 / 2\rho,$$

где l_K , b_K - длина и полуширина площадки контакта.

Обращаясь с (10) к уравнению равновесия (2), получаем

$$\iint_A q(x, y, t) dx dy = 2 \int_0^{l_k} dx \int_0^{y_*} \frac{[\alpha(t) - s(x, y)]}{[K(x) + K_u(t)]} dy = P.$$

Исходный вариант. Определяем износ $u_H(t)$ в отсутствии перекоса γ . В этом случае контактная площадка представляет собой прямоугольник, а зазор будет определяться

$$S(y) = y^2 / 2R. \quad (12)$$

С учетом граничных условий, из (13) получим

$$\alpha(t) = S(y = b(t)),$$

или с учетом (12)

$$\alpha(t) = b^2(t) / 2R.$$

Из (9) с учетом (12) получим

$$q(x, y, t) = \frac{\alpha(t) - (y^2 / 2R)}{K(x) + K_u(t)} .$$

Войдя с этим значением контактных давлений в уравнение равновесия (2), получаем

$$\iint_F \frac{\alpha(t) - (y^2 / 2R)}{K(x) + K_u(t)} \cdot dF = P .$$

После интегрирования последнего выражения с применением теоремы о среднем, имеем

$$a_0 \frac{P}{2} [K(x^*) + K_u(t)] = \frac{2}{3} \cdot l \cdot (2R)^{1/2} \cdot [\alpha(t)]^{3/2} ,$$

где величины a_0 и $K(x^*)$ подлежат определению.

Их можно определить с помощью начальных условий. Получены результаты: $a_0 = 1,848$; $K(x^*) =$

$$= \frac{4}{3} \cdot l \cdot \frac{(2R)^{1/2}}{a_0 \cdot P} * [w(x_0, y^*, 0)]^{3/2} .$$

Из приведенных соотношений для максимального контактного давления получено выражение

$$q_{max}(x, 0, t) = \frac{\sigma_H}{\left[1 + \frac{\sigma_H \cdot K_u(t)}{K(x) \cdot w_H}\right]^{1/3}} ,$$

а для максимального износа при отсутствии перекоса- выражение

$$u_{max}(x = 0, t) = \bar{K}(0) w_H * \left\{ \left[1 + \frac{\sigma_H \cdot K_u(t)}{K(x) \cdot w_H}\right]^{2/3} - 1 \right\} .$$

При наличии перекоса γ между контактирующими поверхностями зубьев задача решается аналогично. Пусть контактная площадка не распространяется на всю длину зуба ($l_k < l$). Тогда уравнение контура площадки контакта будет

$$x_k = l_k \left[1 - \left[\frac{y_k}{b(t)}\right]^2\right] .$$

Исходный зазор определяется

$$S(x, y) = \gamma \cdot x + y^2 / 2R . \quad (12)$$

Из (9), (11) и (13) получим

$$\left. \begin{aligned} \alpha(t) &= \gamma \cdot l(t) \\ \alpha(t) &= b^2(t) / 2R \end{aligned} \right\} .$$

Тогда, из (13) получаем

$$\alpha(t) = K(x)q(x, y, t) + \gamma x + \frac{y^2}{2R} + K_u(t)q(x, y, t),$$

откуда зависимость контактных давлений от формы контактирующих поверхностей и их износа в условиях перекоса, будет определяться

$$q(x, y, t) = \frac{\alpha(t) - \gamma x - y^2 / (2R)}{K(x) + K_u(t)} .$$

Из уравнения равновесия (2) получаем

$$2 \iint_F \frac{\alpha(t) - \gamma x - y^2 / (2R)}{K(x) + K_u(t)} \cdot dF = P .$$

После интегрирования последнего выражения с использованием теоремы о среднем, получаем

$$\frac{1}{2} a_0 P [K(x^*) + K_u(t)] = \frac{4}{15} \alpha^{3/2}(t) \sqrt{2Rl} / K_1 ,$$

где величины a_0 и $K(x^*)$ подлежат определению, а параметр $K_1 = l / l_k$. С использованием начальных

условий, получены: $a_0 = 0,739$; $K(x^*) = \frac{8}{15} \frac{(2R)^{1/2}}{a_0 P} *$

$$* l \cdot [w(0, 0, t)]^{3/2} / K_l .$$

При наличии перекоса для максимального контактного давления получено выражение

$$q_{max}(x = 0, 0, t) = \frac{K_\sigma \sigma_H}{\left[1 + \frac{K_u(t) K_\sigma \sigma_H}{K_\gamma \cdot \bar{K}(x=0) \cdot w_H}\right]^{2/3}} .$$

а для максимального износа -

$$u_{max}(x = 0, t) = \bar{K}(0) \cdot K_\gamma \cdot w_H * \left\{ \left[1 + \frac{K_\sigma \cdot \sigma_H \cdot K_u(t)}{K_\gamma \cdot \bar{K}(x=0) \cdot w_H}\right]^{2/3} - 1 \right\} ,$$

где параметр $K_u(t)$ определяется по формуле (8), в которой коэффициент износостойкости материала K_u зубьев зубчатых колес определяется экспериментально, например [2] $K_u = 6,05 \cdot 10^{-11}$ мм/МПа .

1. Коровчинский М.В. Локальный контакт упругих тел при изнашивании их поверхностей // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971, с. 130-140.
2. Ковалевский В.И. Разработка и теоретическое обоснование рациональных конструкций прямозубых конических передач: Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук.- Ташкент, 1992. - 374с.
3. Айрапетов Э.Л., Генкин М.Д., Ряснов Ю.А. Статика зубчатых передач. М.: Наука, 1983, 142 с.
4. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968, с. 480.
5. Нахатакян Ф.Г. Напряженно- деформированное состояние упругих элементов зубчатых механизмов и сооружений при их линейном и кромочном контакте // Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. ИМАШ РАН им. А.А. Благонравова, Москва, 2014.
6. Нахатакян Ф.Г. Об одном методе точного решения контактной задачи Герца для круговых цилиндров с параллельными осями // Вестник машиностроения. 2011, № 3. с.3-6.

РАЗРАБОТКА РЕЖИМОВ ПРОВЕДЕНИЯ СВАРКИ УГЛЕРОДНЫХ ЛЕНТ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ СОЗДАНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТОВ

В.А. Нелюб, С.Ю. Федоров, Т.Д. Бурченкова
МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия (semen-fedor@yandex.ru)

Проведено исследование однонаправленной углеткани с тонкопленочным медным покрытием, нанесенного методом магнетронного распыления, с целью использования углепластиков на ее основе в различных отраслях промышленности. Выяснено, что нанесение на поверхность углеткани металлического покрытия позволяет использовать сварочные технологии, для соединения армирующих тканей между собой. Приведена расчетная модель элементарного волокна с медным покрытием, которая позволила рассчитать температурные поля, возникающие в результате нагрева в процессе сварки непосредственно в тонком слое медного покрытия. Установлено, что целесообразно использовать вольфрамовый подслои для уменьшения нагрева тонкой пленки меди.

Введение

Одним из современных методов придания углепластикам новых свойств является использованием углеродных тканей (однонаправленных лент) с предварительно нанесенным на них металлическим покрытием. Основной целью металлизации является изменение физико-механических и теплофизических свойств поверхности углеродных тканей. Открываются возможности создания углепластиков на их основе с новым комплексом функциональных свойств, что позволит существенно повысить конкурентоспособность таких изделий.

В данной работе на углеродную ленту с двух сторон было нанесено медное покрытие толщиной 100 нм. Для этого была использована технология магнетронного распыления [1-3], реализованная в промышленной установке ММР-1800М с использованием протяженных планарных магнетронов.

Нанесение на поверхность углеродных тканей медной пленки позволяет использовать сварочные технологии, для соединения армирующих тканей между собой. Помимо этого, использование сварки для соединения между собой армирующих материалов в перспективе позволит использовать вместо органических связующих – неорганические [4].

Для проведения сварки необходимо выяснить максимальные тепловые нагрузки, при которых, не произойдет разрушение медного покрытия на поверхности углеткани, и будут обеспечиваться условия возникновения сварной точки.

Экспериментальная часть

Ультразвуковая сварка образцов однонаправленной ленты с тонкой пленкой меди на поверхности проводилась на оборудовании с использованием усилия сдвигания, равным 0,1 кН, рабочее время сварки составило 1,5 с, амплитуда механических колебаний изменялась от 10 до 30 мкм, при этом потребляемая мощность находится в пределах 4-4,2 кВт.

В процессе проведения ультразвуковой сварки оценивалось изменение температуры на поверхности медного покрытия в зависимости от амплитуды колебаний. Полученные данные приведены в табл. 1.

Таблица 1. Значения температур и оценка структуры медной пленки в зависимости от режима ультразвуковой сварки

Амплитуда, мкм	Температура на поверхности медного покрытия, °С	Изменение структуры тонкой пленки меди на поверхности образца	Остаток меди на поверхности ткани, %
10	280	Структура однородная	84
15	320	Наличие единичных дефектов	68
20	370	Наблюдаются небольшие дефекты	37
25	450	Наличие множественных дефектов	15
30	500	Структура пленки полностью разрушена	0

В процессе эксперимента образцы удалось сварить между собой. Также в результате проведенного исследования выяснено, что имеет место существенное уменьшение температуры, при которой происходит плавление медного покрытия (с 1083,4 °С до 500 °С).

Моделирование и оптимизация

В работе проведен расчет температурных полей в программе COMSOL Multiphysics 4.3. Для расчета использована цилиндрическая модель элементарного углеродного волокна диаметром 6 мкм, покрытого пленкой меди толщиной 100 нм. Получены температурные распределения при нагреве, возникающие в результате воздействия электрического поля, приложенного к торцам волокна. Анализ полученных результатов показывает превышение температуры тонкой пленки меди над температурой волокна равное 3%. Также с увеличением приложенной разности потенциалов обнаружено нелинейное увеличение температуры

пленки с волокном.

Для снижения нагрева, а также согласования коэффициентов линейного термического расширения медной пленки и углеродного волокна в расчете между ними был введен слой вольфрама толщиной 100 нм, полученные результаты расчетов приведены на рис. 1.

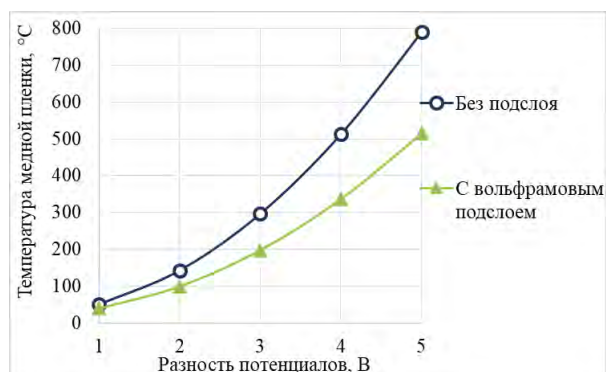


Рис. 1. Сравнение температур нагрева тонкой пленки меди с использованием вольфрамового подслоя и без него

Тонкая пленка вольфрама дает ощутимое преимущество в качестве изолятора для тонкой пленки меди от нагрева углеродного волокна. При разности потенциалов 3 В, разница температур составила порядка 100 °С и такое различие температур нелинейно увеличивается с увеличением разности потенциалов, что прослеживается в табл. 2.

Таблица 2. Тепловые нагрузки, возникающие в волокне, покрытом медью, с подслоем вольфрама и без него

Условия моделирования	Значения температур Т, °С	
	Без подслоя	С вольфрамовым подслоем
Разность потенциалов на концах волокна U, В		
1	50,75	39,79
2	143,15	99,74
3	296,95	198,07
4	512,45	336,57
5	789,45	514,74

В данном случае заметно уменьшение нагрева всей модели, по сравнению с аналогичными раз-

ностями потенциалов без использования вольфрамового подслоя. Уменьшение нагрева медного покрытия обусловлено тугоплавкостью вольфрама, а также его теплопроводностью в 3 раза меньшей, чем у меди.

Выводы

Показана эффективность нанесения на углеродные ткани тонкой пленки меди. Для нанесения покрытия использована технология магнетронного распыления. В результате проведенных испытаний обнаружено, что после нанесения медного покрытия на углеродные однонаправленные ткани, они могут быть соединены между собой по технологии ультразвуковой сварки. Выяснено, что температура разрушения медного покрытия на углеродной ткани не превышает 500 °С.

В данной работе разработана модель элементарного волокна с медной пленкой. В результате расчета было установлено, что при приложении разности потенциалов в результате нагрева волокна с тонкой пленкой меди, температура металла на поверхности волокна на 3% выше, чем у самого волокна. Выяснено, что целесообразно использовать подслои вольфрама для уменьшения нагрева тонкой пленки меди от приложенной разности потенциалов, а также для согласования коэффициентов линейного термического расширения углеродной нити и медного покрытия.

1. Горберг Б.Л. Современное состояние и перспективы использования плазмохимической технологии для обработки текстильных материалов // Текстильная химия, 2003, № 1, С. 59 – 68.
2. Yue J., Caichao W., Wenbo Z. Carbon fibers encapsulated with nano-copper: a core-shell structured composite for antibacterial and electromagnetic interference shielding applications // Nanomaterials. 2019. № 9 (3). pp. 460.
3. Xue-Qiang Tan., Jian-Yong L., Jia-Rong N., Jia-Yin., and Jun-Ying T., Recent progress in magnetron sputtering technology used on fabrics // Materials. 2018. №11 (10). pp. 1953.
4. Gorodetskii M.A., Nelyub V.A., Malysheva G.V., Shaurov A.Y., Berlin A.A. Technology of forming and the properties of reinforced composites based on an inorganic binder // Russian Metallurgy (Metally). 2018 (13). P. 1195-1198.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НАНОЧАСТИЦ CuO-SnO₂-Ag В КАЧЕСТВЕ ДОБАВОЧНОГО МАТЕРИАЛА В ЗАЩИТНЫЕ ПО- КРЫТИЯ

А.А. Новикова, А.И. Саломатина

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия, salomatina-a97@mail.ru

В настоящее время использование самоочищающихся защитных покрытий, лакокрасочных материалов, в которых активным компонентом является фотокатализатор достаточно актуально. Перспективно использование в качестве данной добавки композиционных материалов на основе оксида меди (II), так как сам по себе CuO обладает менее эффективными фотокаталитическими свойствами. Поэтому необходимо разработать метод получения фотокаталитически активного материала на основе CuO и исследовать возможность его применения в качестве добавки в защитные покрытия.

Целью работы является получение фотокаталитически активного материала на основе CuO исследование возможности его применения в качестве добавочного компонента в защитные покрытия. Так как сам по себе оксид меди (II) обладает менее выраженными фотокаталитическими свойствами по сравнению с конкурентами, то для повышения фотокаталитической активности перспективным представляется модификация его поверхности наночастицами благородных металлов, в данном случае наночастицами серебра.

Полученные наночастицы оксида меди (II) подвергали обработке растворами хлорида олова (IV) и нитрата серебра [1]. Для уточнения фотокаталитических свойств использовали спектрофотометрический метод. Полученные материалы состава CuO и CuO-SnO₂-Ag добавляли в растворы метилового оранжевого (МО) и подвергали воздействию искусственного света в течении 90 минут. По истечению 30 минут отбирали пробу и снимали спектры оптического поглощения раствора красителя, а затем производили расчет эффективности полученных материалов и обработку результатов. Полученные данные представлены на рисунке 1:

Выцветание метилового оранжевого в растворе инициируется образованием электронно-дырочной пары на поверхности фотокатализаторов состава: CuO, CuO-SnO₂-Ag. Гидроксильный радикал является очень сильным окислителем и играет важную роль в фотокаталитическом разложении красителя. Когда фотокатализатор поглощает фотон с энергией, равной или большей, чем энергия запрещенной зоны, электроны (e^-) из валентной зоны могут быть перенесены в зону проводимости с образованием соответствующего количества дырок (h^+) в валентной зоне. Образовавшиеся пары электрон – дырка (экситон) могут быть захвачены молекулами пероксида водорода, что приводит к образованию радикалов-окислителей ($\bullet OH$, $\bullet OOH$ и $\bullet O_2$). Эти частицы вступают в реакцию с органическим соединением (R), и через образование большого числа промежуточных продуктов, полностью окисляются с образованием углекислого газа, воды или других неорганических ионов [2]. Важно учитывать, что фотокаталитическая активность полупроводнико-

вого материала зависит от его способности генерировать достаточное количество фотоиндуцированных носителей заряда и от эффективности разделения фотоэлектронов и дырок [3]. Можно предположить, что модификация поверхности оксида меди наночастицами серебра способствует увеличению фотокаталитической активности за счет уменьшения скорости рекомбинации электронно-дырочных пар. Известно, что модификация поверхности оксидов благородными металлами (серебром) способствует не только увеличению фотокаталитической активности, но и проявлению антибактериальных свойств [4].

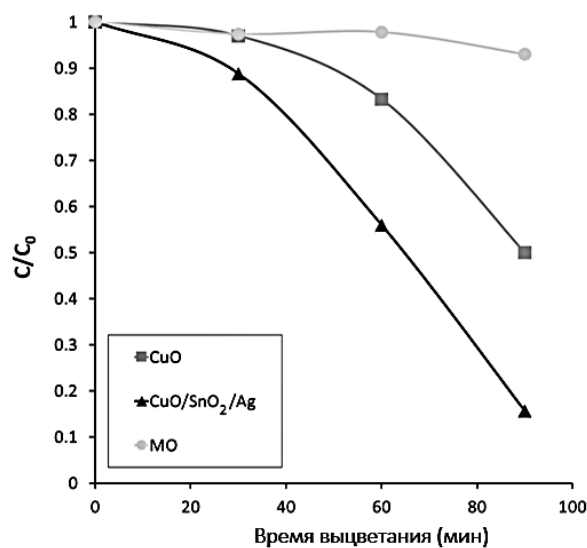


Рис.1 Относительное изменение концентрации красителя в растворе

По полученным данным можно сделать вывод, что оксид меди (II) с модифицированной поверхностью является эффективным фотокатализатором и может найти применение в качестве добавочного компонента в защитные покрытия. Кроме того, биоцидные материалы на основе оксида меди (II) с модифицированной поверхностью являются подходящей альтернативой широко распространенному диоксиду титана, оксиду цинка, что свидетельствует о высокой экономической и экологической эффективности материала.

1. Саломатина А. И., Новикова А. А. Определение наиболее оптимальных условий синтеза композиционного материала – CuO/Ag //Химия: достижения и перспективы. – 2018. – С. 305-307.
2. Sun, S. Surfactant-free CuO mesocrystals with controllable dimensions: green ordered-aggregation-driven synthesis, formation mechanism and their photochemical performances / S. Sun, X. Zhang, J. Zhang, L. Wang, X. Song, Z. Yang // CrystEngComm. – 2013. – Т. 15. – №. 5. – С. 867-877.
3. Katal, R. Nanocrystal-engineered thin CuO film photocatalyst for visible-light-driven photocatalytic degradation of organic pollutant in aqueous solution / R. Katal, S. Masudy-panah, E. Y. J. Kong, N. D. Khiavi, M. H. D. A. Farahani, X. Gong // Catalysis Today. – 2018.
4. Khan, S. T. Countering drug resistance, infectious diseases, and sepsis using metal and metal oxides nanoparticles: Current status / S. T. Khan, J. Musarrat, A. A. Al-Khedhairi // Colloids and Surfaces B: Biointerfaces. – 2016. – Т. 146. – С. 70-83.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ДРОБЕСТРУЙНОЙ ОБРАБОТКИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ОБРАЗЦОВ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА

И.Н. Одинцев¹, Т.П. Плугатарь¹, А.С. Плотников².

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; tplugatar@gmail.com

²Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Москва, Россия

В данной работе приведены результаты исследований остаточных напряжений в поверхностном слое образцов из алюминиевого сплава. Часть образцов перед экспериментом была подвергнута дробеструйной обработке. Оценено её влияние на изменения остаточных напряжений в поверхностном слое.

Дробеструйная обработка является одной из наиболее распространённых механических технологий. Поверхность металла обрабатывают потоком дроби, который создает упрочненный (сжатый) слой, препятствующий зарождению трещин. Оценка эффективности данной механической технологии является достаточно важной задачей, заключающейся в исследовании, возникающих остаточных напряжений. В основном для их определения используются частично разрушающие или разрушающие методы экспериментальной механики.

Для определения остаточных напряжений на поверхности металла эффективно применять метод послойного стачивания[1]. Его суть заключается в том, что при удалении слоя материала снимаются напряжения присутствующие в нём. Происходит уравнивание внутренних силовых факторов, которые вызывают деформацию оставшейся части. Регистрируя деформационный отклик, возникающий в процессе поэтапного удаления металла, можно установить значения остаточных напряжений в поверхностном слое. Стоит отметить, что в данном исследовании применялась измененная версия этого метода - создавался паз шириной 6 мм, а фиксируемым деформационным откликом являлись взаимные развороты периферийных частей образца[2].

Чтобы корректно оценить изменения остаточных напряжений в поверхностном слое были исследованы образцы (рис.1) в исходном состоянии и с дробеструйной обработкой при следующих параметрах: давление пять атмосфер, сопло диаметром 6мм, дробь стальная колотая фракцией 0,3.

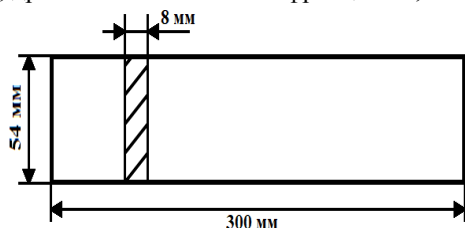


Рис. 1. Схема и геометрические характеристики образца

Для регистрации деформационного отклика, возникающего после удаления части металла использовался метод электронной цифровой

спекл-интерферометрии[3]. Была собрана оптическая схема, позволяющая регистрировать перемещения из плоскости образца (рис.2). После снятия каждого слоя производилась запись спекл-интерферограмм для центральной части образца с противоположной от создаваемого паза стороны (рис.3). В результате обработки картин полос получались числовые значения деформационного отклика.



Рис. 2. Оптическая схема спекл-интерферометра

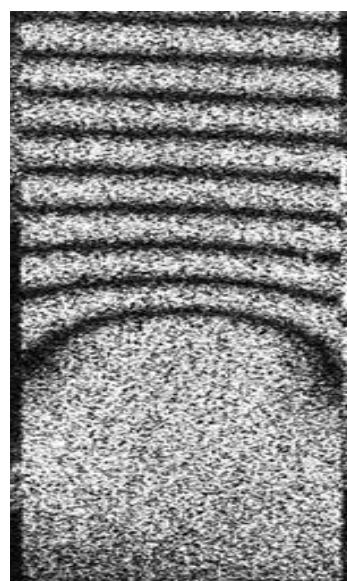


Рис. 3. Спекл-интерферограмма образца после первой прорези паза

Для перехода от относительных углов разворота

тов к значениям остаточных напряжений, присутствующих в поверхностном слое, решалась серия модельных задач. К каждому слою на каждом этапе разрезания прикладывались единичные нормальные напряжения. Выходными расчетными величинами в данных задачах являлись относительные углы разворотов частей образца по разные стороны от моделируемого паза, те же параметры отклика регистрировались в эксперименте. Для решения подобных задач в программный комплекс ANSYS на языке APDL был написан специальный макрос. Элемент SOLID187 использовался для построения конечно-элементной сетки (рис 4). В результате решения этих задач устанавливались коэффициенты влияния единичных значений напряжений на деформационный отклик, возникающий в разрезаемом слое.

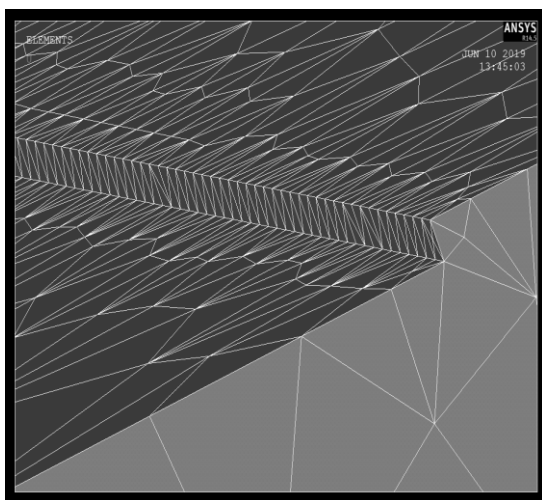


Рис. 4. Конечно-элементная сетка в зоне паза

В таблице 1 приведены значения остаточных напряжений в поверхностном слое, определенные для четырех образцов, двух - в исходном состоянии (σ_x) и двух - после дробеструйной обработки (σ_y). h – высота снятого слоя.

Таблица 1. Значения остаточных напряжений.

h	σ_x	σ_x	σ_y	σ_y
0,0025	39	15	-127	-184
0,075	5	4	-279	-317
0,125	18	9	-106	-150
0,175	22	11	-44	-81
0,225	26	11	12	-62
0,275	36	17	-23	19
0,325	37	12	6	-15
0,375	20	23		26

По результатам исследования можно отметить, что после указанной обработки металла в поверхностном слое материала образуются сжимающие остаточные напряжения. Глубина данного слоя составляет $\sim 0,3$ мм.

1. Shokrieh M. M.. Residual Stresses in Composite Materials / Woodhead Publishing, 2014. – 384 p.
2. Plugatar T. P., Odintsev I. N. Technique of experimental-numerical research and determination of residual stress in a layered composite material // AIP Conference Proceedings 2053, 030054 (2018)
3. Разумовский И.А. Интерференционно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. // М.: Изд. МГТУ. 2007. 240 с.

ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ШТАМПОВ ДЛЯ ШТАМПОВКИ СЛОИСТЫХ ПЛАСТИКОВ

Е.А. Памфилов, А.М. Буглаев

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; an.buglaev@yandex.ru

В статье приведены результаты исследований износостойкости серийных и опытных твердых сплавов с целью повышения стойкости твердосплавных разделительных штампов для штамповки гетинакса и стеклотекстолита. Разработаны рекомендации по применению твердых сплавов для изготовления рабочих элементов штампов.

В настоящее время дальнейшее развитие машиностроительной и электронной отраслей промышленности связано с необходимостью импортозамещения твердосплавного инструмента и твердых сплавов, производимых за рубежом. Для достижения эффективности изготовления деталей в крупносерийном и массовом производствах этих отраслей во многих случаях широко применяется листовая разделительная штамповка, осуществляемая с помощью твердосплавного штампового инструмента, обладающего высокой стойкостью. Однако во многих случаях стойкость твердосплавных разделительных штампов оказывается недостаточной, вследствие возрастающих объемов производства штампуемых деталей и повышенной изнашивающей способностью слоистых пластиков.

Целью данной работы является увеличение стойкости твердосплавных штампов при обеспечении ими высокого качества изготавливаемых деталей. Для достижения этой цели необходимо было решить следующие задачи:

- уточнить механизм износа твердосплавных рабочих элементов штампов;
- установить достоверные методы оценки износа рабочих элементов;
- разработать методику исследований;
- исследовать износостойкость перспективных вольфрамкобальтовых твердых сплавов;
- разработать рекомендации по повышению стойкости твердосплавных штампов в производственных условиях.

Анализ причин выхода твердосплавных штампов из строя в производственных условиях показал, что основной причиной их отказов при штамповке гетинакса и стеклотекстолита является износ пуансонов и матриц. В меньшей степени отказы происходят вследствие выкрашивания их режущих кромок.

Значительное число циклов трения $(1-10) \cdot 10^6$ позволяет говорить об усталостном характере износа инструмента. Вместе с тем в процессе обработки может наблюдаться абразивный износ рабочих поверхностях в связи с попаданием абразивных частиц в зону резания.

Таким образом, в процессе эксплуатации инструментов можно выделить два преобладающих вида износа – постепенный износ и выкрашивание участка режущей кромки. В связи с этим возникает необходимость оценки величины этих двух основных видов износа.

Наиболее применяемыми критериями оценки величины постепенного износа лезвийного инструмента являются объемный износ ΔV , площадь износа в сечении F_u , объем выкрашивания, площадь сечения выкрошины F_v .

Между этими критериями можно установить зависимость, что позволяет выбрать их для оценки износа исследуемых инструментов. Так, между площадью износа и объемным износом существует зависимость:

$$\Delta V = F_u \cdot \ell_k, \quad (1)$$

где F_u - площадь износа в сечении;

ℓ_k - длина рабочей части режущей кромки.

Объем материала, удаленного в процессе трения, можно определить по формуле

$$V = I_h \cdot A_r \cdot L_m, \quad (2)$$

где I_h - линейная интенсивность изнашивания;

A_r - фактическая площадь контакта;

L_m - путь трения.

Для оценки величины выкрашивания рабочих частей установлена зависимость на основе известных формул для расчета усталостной прочности деталей машин [2-4].

В качестве критерия был принят объем выкрошин, зависящий от числа циклов нагружения и коэффициента запаса прочности материала. Если сделать допущение, что объем выкрашивания увеличивается пропорционально числу циклов нагружения, можно записать:

$$V_v = A_\alpha \cdot A_\beta \cdot V_0 \cdot \frac{N}{K_y}, \quad (3)$$

где V_v – объем выкрошин, мм^3 ;

A_α – коэффициент, учитывающий скорость штамповки ;

A_β – коэффициент, учитывающий величину угла заострения;

V_0 – средний приведенный объем выкрашивания за один цикл нагружения, мкм³;

N – число циклов нагружения;

K_y – коэффициент запаса прочности.

В некоторых случаях целесообразно использовать такой критерий как площадь выкрошины в критическом сечении. Объем выкрошины и площадь выкрошины связаны соотношением:

$$V_g = b_1 \cdot F_g \cdot a_g, \quad (4)$$

где b_1 – коэффициент, учитывающий число выкрошенных участков кромки ;

F_g – площадь сечения выкрошины;

a_g – длина выкрошенного участка режущей кромки.

Коэффициент запаса прочности при пульсирующем цикле напряжений определяется по формуле

$$K_y = \frac{\sigma_g^u \cdot \varepsilon_\sigma \cdot \beta_\sigma}{K_\sigma \cdot \sigma_a}, \quad (5)$$

где σ_g^u – предел выносливости рабочих элементов инструмента;

σ_a – амплитудное напряжение цикла;

K_σ , ε_σ , β_σ – коэффициенты, соответственно концентрации, масштабный и качества поверхности.

Для пульсирующего цикла

$$\sigma_a = \frac{\sigma}{2}, \quad (6)$$

где σ – максимальное напряжение цикла.

После подстановки в формулу (4) зависимостей (5)-(6) получим формулу для определения объема выкрошин:

$$V_g = A_\alpha \cdot A_\beta \cdot V_0 \cdot N \cdot \frac{K_\sigma \cdot \sigma_a}{2 \cdot \sigma_g^u \cdot \varepsilon_\sigma \cdot \beta_\sigma}. \quad (7)$$

Предел выносливости материала рабочих частей инструмента можно определить по формуле :

$$\sigma_g^u = \sigma_g \cdot \beta_m \cdot \beta_y, \quad (8)$$

где σ_g – предел выносливости образца, изготовленного из того же материала, что и рабочие части инструмента;

β_m – коэффициент, учитывающий влияние шероховатости;

β_y – коэффициент, учитывающий влияние упрочняющей обработки.

Вероятность выкрашивания рабочих частей инструмента определяется с помощью распределения Вейбулла :

$$P = \exp\left[-\left(\frac{N - X_0}{\beta_g}\right)^{\alpha_g}\right], \quad (9)$$

где X_0 , β_g , α_g – параметры распределения [2,4] . Следует отметить, что данных для расчетов величин износа и выкрашивания по формулам 1-9 недостаточно, поэтому возникает необходимость проведения экспериментальных исследований, применительно к которым разработана методика.

Для поведения испытаний износостойкости твердых сплавов разработаны отрезной и пробивной экспериментальные штампы, позволяющие испытывать образцы в условиях максимально приближенным к производственным. В качестве штампуемого материала использовались полосы гетинакса и стеклотекстолита.

Износ образцов определялся по профилограммам снятым с рабочих поверхностей образцов до и после испытаний экспериментальных штампов.

Величина выкрашивания определялась по результатам измерения параметров выкрошин образцов на инструментальном микроскопе.

Результаты испытаний твердосплавных штампов показали, что износ твердых сплавов возрастает с повышением содержания кобальта от 6 до 25% и размера основной массы зерен карбида вольфрама с 1 до 4-8 мкм . Наименьший износ у твердых сплавов ВК6М, ВК6, ВК6С, содержащих 6% кобальта. Износ сплавов ВК10, ВК10С с 10% кобальта примерно на 27% выше, чем сплавов с 6% кобальта. Увеличение содержание кобальта в сплаве с 10 до 15% (ВК15, ВК15С) приводит к росту износа на 35-45%, а с 15 до 20% (ВК20, ВК20С) – на 12-15%. Дальнейшее повышение содержания кобальта в сплаве до 25% (ВК25) обеспечивает увеличение износа в среднем на 25% по сравнению со сплавами ВК20 и ВК20С.

Износ сплавов ВК15 и ВК20 с размером зерен карбидной фазы 1-2 мкм на 4-8% ниже, чем сплавов ВК15С и ВК20С со средним размером зерен 2-3 мкм. Увеличение размера зерен WC-фазы с 1-2 (ВК20) до 2-4 мкм (ВК20КС) обуславливает возрастание износа примерно на 35%, а до 4-8 мкм (ВК20К) – на 50%.

Наиболее интенсивно изнашиваются крупнозернистые сплавы с 20% Со – ВК20К, ВК20КС. Исследуемые сплавы показали следующую износостойкость по отношению к сплаву ВК20: ВК6М, ВК6, ВК6С – 2,3-2,1; ВК10М, ВК10, ВК10С – 1,9-1,5; ВК15 – 1,2; ВК15С – 1,1; ВК25, ВК20С – 0,9; ВК20КС – 0,8; ВК20К – 0,7.

Сравнение износа режущих элементов производилось после 300 тыс. ударов штампа.

При высокой износостойкости сплавы ВК6 и ВК6М выкрашиваются. Причем, величина выкрашивания снижается с увеличением размера основной массы зерен карбидной фазы. Так, величина выкрашивания твердых сплавов с размером зерен WC-фазы до 1 мкм примерно на 14% ниже, чем из сплава ВК6С (размер зерен WC – фазы 1-2 мкм). Режущие элементы из сплава ВК6С, также показывающего повышенную износостойкость при штамповке гетинакса, практически не выкрашиваются.

В связи с этим неподвижные ножи отрезных штампов и вставки матриц пробивных штампов целесообразно изготавливать из сплава ВК6С. Необходимо отметить, что величина выкрашивания пуансонов и подвижных ножей на 14-23% выше, чем вставок матриц и неподвижных

ножей (сравнение производилось после достижения 400 тыс. ударов штампа). Поэтому с целью уменьшения вероятности выкрашивания вставок матриц и неподвижных ножей для их изготовления следует использовать твердые сплавы с несколько большими размерами зерен WC-фазы или более высоким содержанием кобальта по сравнению со сплавами, рекомендуемыми для изготовления вставок матриц

При штамповке стеклотекстолита, в отличие от штамповки гетинакса, износ пуансонов, изготовленных из одной марки твердого сплава на 20-30% выше. Величина выкрашивания пуансонов, штампующих стеклотекстолит, также на 20-30% больше чем пуансонов, штампующих гетинакс. Полученные данные можно объяснить повышенной изнашивающей способностью и более высокими прочностными свойствами стеклотекстолита по сравнению с гетинаксом.

В процессе штамповки стеклотекстолита наблюдается выкрашивание пуансонов из сплава ВК6С, что вызывает необходимость применения для изготовления этих пуансонов сплавов с размером основной массы зерен карбидной фазы более 2-3 мкм или содержанием кобальта выше 6% (таблица).

Таблица. Рекомендации по применению твердых сплавов для изготовления рабочих элементов штампов.

Тип штампов	Площадь выруб. детали или диаметр пробив. отверстия	Штампуемые материалы, толщина, мм	Твердые сплавы для	
			пуансонов, подвижных ножей	матриц, неподвижных ножей
Отрезной	Площадь >10мм ²	Гетинакс 0,8-1,0	ВК10С (ВК10)	ВК6С
Вырубной	Площадь >10мм ²	Стелотекстолит 0,8-1,0	ВК10С (ВК15)	ВК6С (ВК10)
Пробивной	Ø 3-8 мм	Гетинакс 0,8-1,0	ВК10С (ВК10)	ВК6С
Пробивной	Ø 3-8 мм	Стелотекстолит 0,8-1,0	ВК10С (ВК15)	ВК6С (ВК10)
Пробивной	Ø 1-1,5 мм	Гетинакс 0,8-1,0	ВК25 (ВК20С)	ВК6С
Пробивной	Ø 1-1,5 мм	Стелотекстолит 0,8-1,0	ВК25 (ВК20С)	ВК6С (ВК10)

Вывод.

Анализ результатов исследований позволяет рекомендовать для изготовления режущих элементов штампов отечественные твердые сплавы, которые обеспечивают повышение стойкости штампового инструмента и замену довольно дорогих импортных сплавов.

1. Буглаев А.М. Моделирование трения и износа инструментов для обработки неметаллических материалов//Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006.№10. С.7-10.
2. Биргер И.А., Шор Б.Ф., Иосилевич Г.Б. Расчет на прочность деталей машин: Справочник. - М.: Машиностроение, 1979. – 702 с.
3. Зубцов М.Е., Корсаков В.Д. Стойкость штампов. – Л.: Машиностроение, 1971. – 200 с.
4. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1979. – 168 с.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ НЕПОДВИЖНЫХ РАЗЪЕМНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А.

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; epamfilov@yandex.ru

В докладе рассмотрены особенности формирования на стыковых поверхностях неподвижных разъемных соединений металлических покрытий, обладающих ультрадисперсной структурой. Представлены способы создания промежуточных защитно-герметизирующих слоев. Даны рекомендации о технологии и режимах нанесения на стыковые поверхности металлических покрытий.

В настоящее время в конструкциях многих машин и приборов широко используются неподвижные разъемные соединения, представляющие собой сопряжения деталей в узлах механизмов, машин, приборов, аппаратов, сооружений, допускающие разборку и сборку узлов без объемного или поверхностного разрушения деталей, составляющих сборочную единицу. К таким соединениям относятся уплотнительные элементы, детали арматуры и соединительные части трубопроводов, крепежные соединения, посадки подшипников качения, различного рода переходные посадки и некоторые другие аналогичные конструкции.

В этих соединениях должна обеспечиваться точность взаимного положения деталей в процессе их работы, а также выполнение ими определенных функциональных требований, например, недопущение смещений деталей относительно друг друга, жидкостная и газовая герметичность и т.д.

Среди параметров, обеспечивающих работоспособность неподвижных соединений, важными являются физико-химические характеристики материалов соединяемых деталей, их макро- и микрогеометрия, а также параметры внешнего силового, скоростного и температурного воздействия, наблюдающиеся в процессе эксплуатации рассматриваемой техники.

К существенным факторам относится и коэффициент трения, реализующийся на площадках фрикционного контакта сопрягаемых поверхностей. Его величина, в частности, определяет прочностные показатели неподвижного соединения. В то же время при оценке влияния коэффициента трения на работоспособность неподвижного соединения необходимо иметь в виду, что неподвижные соединения представляют собой особый вид трибосопряжений, для которых характерны высокие удельные нагрузки, малые скорости и перемещения, в результате чего на фрикционном контакте осуществляются весьма сложные процессы и явления.

Снижение силы трения за счет действия вибрации вызывает фреттинг-коррозию, самоотвинчивание и ослабление резьбы, проседание и смещение фланцевых прокладок, смещение контактирующих деталей соединений, а также другие внешние прояв-

ления, что неизбежно ведет к увеличению износа и отказу узла.

Фреттинг происходит при достаточно малых скоростях скольжения, когда элементы длительное время находятся в контакте, что затрудняет унос продуктов износа из зоны контакта и, тем самым, способствует абразивному изнашиванию. Рост амплитуд микроперемещений сопровождается повышением интенсивности разрушения контактирующих поверхностей. Процесс фреттинг-коррозии можно начинать с пластической деформации и упрочнением верхнего слоя в зоне контакта. Под действием колебательных нагрузок и микроперемещений в этом слое возникают усталостные напряжения. На глубине под поверхностью образуются зоны разрыхленного материала, затем происходит диспергирование верхнего слоя с образованием продуктов изнашивания.

Исключить возможность такого развития контактных явлений в неподвижных соединениях возможно за счет направленного создания между контактирующими поверхностями защитных слоев, состоящих из аморфных материалов. Такие слои в существенной степени изменяют механизм контактирования, который развивается с учетом наличия в контактной зоне промежуточного слоя. С позиции повышения износостойкости рассматриваемый слой должен иметь граничное адгезионное или диффузионное сцепление с охватывающей и охватываемой поверхностями, а в нем самом должны быть созданы условия для реализации в аморфном материале внутреннего трения [1].

Для решения задачи формирования защитных промежуточных слоев весьма перспективным является направленное создание в обеих функциональных поверхностях соединения медных защитных пленок, называемых «сервоитными». Такие пленки состоят из вещества, обладающего особой структурой, образующейся и существующей в процессе трения, сопровождающегося сложными физическими и химическими явлениями.

Характерной их особенностью является то, что при эксплуатационном деформировании сервоитные пленки не разрушаются. Это связано с тем, что действующие нагрузки локализируются в создаваемом должным образом промежуточном слое, покры-

вающим микронеровности и волны поверхностей трения стальных деталей, которые вследствие реализации указанного явления практически не участвуют в процессе микротрения, а основные трибологические явления развиваются в самой сервовитной пленке [2, 3].

В этих условиях мягкий материал рабочей поверхности одной детали взаимодействует с мягкой же пленкой, нанесенной на соответствующую поверхность другой. Поэтому нагрузка практически равномерно распределяется по всей поверхности контактного взаимодействия. Характерно также и то, что в зависимости от вида и свойств материалов деталей соединения, участвующих в работе сопрягаемых поверхностей и условий их контактного взаимодействия, механизм формирования сервовитной пленки на функциональных поверхностях может быть различным.

Например, в паре контактирующих материалов бронза - сталь при смазывании их глицерином, являющимся средой, которая активнее многих других смазочных материалов способствует реализации режима избирательного переноса, в первый период работы пары происходит растворение поверхности бронзы. Глицерин в этом случае действует как слабая кислота. Под его воздействием атомы легирующих элементов бронзы (олово, цинк, железо, алюминий и др.) уносятся в смазочный материал. В результате рабочие поверхности бронзовых деталей обогащаются атомами меди.

Деформация образовавшихся таким образом поверхностных слоев в процессе их контактного взаимодействия вызывает диффузионный приток дополнительных атомов легирующих элементов к поверхности. Эти атомы также перемещаются в смазочный материал. Таким образом, поверхностный слой бронзы освобождается от легирующих элементов и становится в основном медным. В нем образуется большое количество вакансий, часть из них соединяется, образуя поры, которые заполняются молекулами глицерина [4].

Поскольку глицерин является восстановителем окиси и закиси меди, поверхность трения медной пленки освобождается от окисных пленок. Поверхностный слой становится очень активным, обладающим способностью к схватыванию со стальной поверхностью. В результате стальная поверхность постепенно покрывается тонким слоем меди. Слой меди, образующийся на бронзовой поверхности, утоняется вследствие его переноса на стальную поверхность, поэтому происходит дальнейшее растворение бронзы.

Этот процесс продолжается до тех пор, пока на стальной и бронзовой поверхностях не образуется слой меди толщиной 1 – 2 мкм, обладающий ультрадисперсной структурой, в котором реализуются явления низкой сопротивляемости отдельных фрагментов структуры относительным перемещениям.

После того, как медная пленка покрывает бронзовую и стальную поверхности, молекулы глицерина уже не могут взаимодействовать с бронзой и «вытягивать» атомы легирующих элементов, поэтому процесс растворения бронзы прекращается, и наступает установившийся режим избирательного переноса. Этот режим сохраняется в течение всего периода контактного взаимодействия функциональных поверхностей.

Сервовитная пленка может образовываться и в соединении сталь - сталь при работе с металлоплакирующими смазочными материалами, содержащими мелкие частицы бронзы, меди, свинца, серебра и др. При использовании пластичных композиций, имеющих в своем составе микропорошки меди, бронзы, латуни или свинца, в зоне контакта со стальными поверхностями последние покрываются защитной пленкой, состоящей из металла применяемых порошков.

Коэффициент трения в таких соединениях при действии высоких нагрузок уменьшается, поэтому стальные поверхности практически не изнашиваются. Это связано с тем, что при микроперемещениях сдвиг контактирующих поверхностей происходит внутри образующихся пленок по диффузионно-вакансионному механизму внутреннего трения.

Эти свойства сервовитной пленки дают основания полагать, что в условиях контактного взаимодействия, помимо низкого коэффициента трения, она может обладать способностью устранять возможные места протекания рабочей жидкости – поры, капиллярные и другие пустоты. В то же время для обеспечения заполнения дегерметизирующих пустот и создания более толстых пленок, по величине превышающих 4-5 мкм, необходимо обеспечить источники их формирования в виде изначально пористого дисперсного структурированного материала, наносимого на функциональные поверхности, например, за счет термической металлизации.

Для формирования функционального защитного герметизирующего слоя нами использовались различные способы нанесения покрытий на детали образующие соединение. В качестве основного варианта использовался способ, сочетающий химическое осаждение и газопламенное напыление. Для создания покрытия на охватываемой детали был принят способ проволочного газопламенного напыления, для охватываемой детали использовался метод химического осаждения выбранного материала (рис.1).

В качестве материала для выполнения газопламенного напыления использовалась цельнотянутая проволока диаметром 3,2 мм, изготовленная из алюминия (99%) или меди (99,8%).

Создание покрытия осуществлялось на установке модели Sulzer Metco (Швейцария), при работе которой проволока из наносимого материала концентрично подавалась в пламя, где плавилась и дис-

пергировалась струей сжатого воздуха. Эта струя и транспортировала полученную дисперсионную среду к напыляемым поверхностям исследуемых образцов. Толщина наносимого газопламенного покрытия составляла 10-12 мкм [5].

Химическое осаждение покрытия на охватываемую деталь – ниппель осуществлялось методом погружения в специальную ванну, которая заполнялась раствором следующего состава (г/л): сернистая медь -10; серная кислота – 10. Этот раствор при температуре 15-25°C обеспечивает достижение скорости наращивания около 10 мкм/ч. Толщина создаваемого покрытия на детали составляла 2-4 мкм[5].



Рис.1. Фотографии образцов с нанесенным герметизирующим покрытием: а) ниппель, б) штуцер

Технологическая приработка деталей с нанесенными покрытиями, выполняемая по схеме, включающей возвратно-вращательное перемещение на 3-5 оборотов в каждую сторону, осциллирующее движение с частотой 10-12 Гц на угол 3-5°, осевой нагрузкой 30-50 Н в течение 8-12 минут. Это позволяет обеспечить высокую работоспособность формируемых функциональных слоев по показателям фреттингостойкости и прочности соединений [5].

Перспективным для повышения работоспособности неподвижных разъемных соединений является использование фрикционного латунирования (ФАБО), которое обладает высокой технологической гибкостью и позволяет управлять свойствами получаемых поверхностей в широких диапазонах, особенно в случае использования в качестве технологической среды смеси глицерина с ледяной уксусной кислотой в соотношении 9 к 1. Это позволяет использовать рассматриваемый способ как весьма перспективный для создания промежуточных сервовитных и герметизирующих слоев применительно к условиям эксплуатации неподвижных разъемных соединений гидравлических систем технологических машин.

Эффективной является схема герметизации соединений за счет нанесения на поверхности деталей магнитострикционных покрытий в магнитном поле [6]. Это достигается тем, что формируют структуру покрытия, состоящую из магнитострикционной подложки и герметизирующего упруго деформируемого наружного слоя, при этом знак магнитострикции выбирают из необходимости увеличения объема

магнитострикционного материала подложки при деформации покрытия растяжением или сжатием, а эксплуатацию соединения проводят в условиях остаточной намагниченности материала покрытия. В качестве магнитострикционной подложки покрытия используются магнитострикционные магнитотвердые материалы, причем при эксплуатации соединений в среде сжимаемых жидкостей или газов - обладающие отрицательной магнитострикцией, а в среде несжимаемых жидкостей или газов - положительной. Магнитострикционную подложку покрытия формируют на предварительно текстурированных в плоскости {100} и химически протравленных поверхностях деталей соединения.

Материалы магнитострикционной подложки подбирают с учетом свойств (агрегатного состояния) внешней герметизируемой среды и знака магнитострикционного эффекта, величина которого зависит от напряженно деформационного состояния на стыке поверхностей деталей

Реализация предложенного способа осуществляется предварительным текстурированием деталей соединения в плоскости {100}, которые затем подвергают химическому травлению известным способом. В результате кристаллы, ориентированные с отклонением от {100}, полностью вытравливаются и на поверхности формируется покрытие.

Таким образом, предлагаемые в работе схемы формирования промежуточных защитных слоев, как при изготовлении новых конструкций неподвижных разъемных соединений, так и при восстановлении работоспособности изношенных, практически исключают фреттинг-коррозию в течение заданного срока эксплуатации, а также обеспечивают более длительный срок службы соединений.

Проведенные нами лабораторные исследования и производственные испытания показали высокую работоспособность соединений восстановленных предложенными способами, что дает основание рекомендовать их для широкого промышленного использования.

1. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Тяпин С.В. Обеспечение герметичности разъемных соединений гидравлических систем технологических машин//Известия Самарского научного центра академии наук. Самара, т. 13, №4(3), 2011. С. 1170-1172.

2. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. Возможности и перспективные пути повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса// Изв. высш. учеб. заведений. Лесн. журн. 2013. № 5. С. 129-141.

3. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Пыриков П.Г. и др. Обеспечение работоспособности соединений гидросистем технологических машин//Системы. Методы. Технологии. Братск, 2012. №1 (13). С. 33-38

4. Пилюшина Г.А. Повышение износостойкости деталей и инструментов деревоперерабатывающего оборудования//Качество и жизнь. Москва, 2014. № 1. С. 44-50.

5. Способ изготовления неподвижных разъемных соединений пат. № 2499171 МПК F16J 15/00 Рос. Федерация/Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Пыриков П.Г., Тяпин С.В// Заявл.25.11.2011 Оpubл. 20.11.2013г, Бюл.№ 32.

6. Способ обеспечения герметичности неподвижных разъемных соединений:пат. 2484342 МПК F16J 15/14, 15/53 Рос. Федерация/ Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Пыриков П.Г., Рухлядко А.С.//Заявл.06.02.2012 Оpubл. 10.06.2013г. Бюл.№16.

ВЛИЯНИЕ ТСМ НА ТЕМПЕРАТУРУ ПРИ ЗАТОЧКЕ ИНСТРУМЕНТА ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ РАЗЛИЧНОЙ ЗЕРНИСТОСТИ

Панайоти В.А., Мешков В.В., Есенгалиев Е.Г.

МИРЭА - Российский технологический университет, Москва, Россия; lek00@mail.ru.

Проведены исследования влияния предложенной композиции твердой смазки на изменение шероховатости поверхности быстрорежущей стали после шлифования эльборовыми кругами различной зернистости. Показана эффективность ее применения и объяснен механизм образования микронеровности в условиях нанесения ТСМ в процессе обработки. Определен диапазон оптимального использования величины зерна эльбора. Полученные результаты исследования позволяют обоснованно выбирать зернистость эльборовых кругов при заточке лезвийных инструментов.

Формирование шлифованной поверхности обусловлено пространственным взаимодействием рельефа режущей поверхности абразивного инструмента с обрабатываемой деталью. Отдельные участки шлифованной поверхности образуются большим количеством элементарных профилей абразивного круга. При этом происходит взаимное наложение режущих профилей, перекрытие или совпадение рисок и царапин, наносимых абразивными зёрнами.

На формирование микрорельефа обрабатываемой поверхности при шлифовании оказывает влияние и пластическое выдавливание материала. При шлифовании хрупких материалов с низкой теплопроводностью пластическая деформация способствует уменьшению шероховатости, а шлифование пластичных материалов с высокой теплопроводностью приводит к увеличению высоты микронеровностей за счёт образования навалов по бокам риска-царапины. В работе [1] отмечается, что быстрорежущие стали ведут себя в условиях шлифования как пластичные материалы, а их низкая теплопроводность способствует локализации пластической деформации в тонком поверхностном слое и увеличению характеристик пластичности металла.

В результате анализа литературных данных можно заключить, что рельеф обработанной поверхности при шлифовании определяется режущей поверхностью абразивного инструмента, а также величиной пластической деформации. При этом существенное влияние на шероховатость поверхности могут оказывать как технологические условия обработки, так и характеристика шлифовального круга [2].

Перспективных методов повышения производительности и качества процесса шлифования, особенно на таких операциях, где невозможно или нежелательно применение смазочно-охлаждающих жидкостей, например при заточке и доводке лезвийного инструмента, является использование твердых смазочных материалов (ТСМ). Эти твердые смазки обладают способностью значительно снижать силы трения при контакте двух поверхностей и открывают перед исследователями большие перспективы для повы-

шения эффективности шлифования [3,4,5,6,7]. При введении твердой смазки в зону контакта шлифовального круга и обрабатываемой детали непосредственно в процессе резания, сухая твердая смесь, состоящая из нескольких компонентов с различной температурой плавления и служебным назначением в виде бруска, прижимается к вращающемуся шлифовальному кругу и в его порах или на режущей поверхности остается тонкий слой смазочного материала.[8,9] В исследованиях использовали эльборовые шлифовальные круги чашечной формы ЛЧК 125x45x32x10x5 различной зернистости, твердости С1, 100% концентрации, на керамической связке С10. Работы проводились на модернизированном универсально-заточном станке модели 3А64Д. В качестве обрабатываемого материала использовали образцы из закаленной быстрорежущей стали Р9Ф5.

Установление закономерностей изменения микрорельефа поверхности в процессе шлифования материала с использованием предложенной композиции твердого смазочного материала представляет определенный интерес для производства.

Проведены исследования влияния характеристики круга на шероховатость поверхности различных марок быстрорежущей стали при шлифовании с применением предложенной композиции ТСМ. В данной работе анализируются полученные результаты исследования влияния зернистости эльборовых кругов на показатели микрорельефа поверхности после обработки.

Изменение высоты микронеровности на поверхности стали Р9Ф5 при шлифовании с различной зернистостью кругом из эльбора С1, 100% С10 приведено на рис 1.

Из рис. 1 видно, что увеличение зернистости круга от 63 до 160 мкм (т.е. от Л06 до Л016) не сказывается существенно на высоту микронеровностей шлифованной поверхности. Так, при шлифовании в обычных условиях она увеличивается с 0,16 до 0,195 мкм, а при использовании смазочной композиции - с 0,12 до 0,165 мкм. Это обусловлено тем, что при шлифовании мелкозернистым кругом увеличивается количество вытесненного металла на поверхность обрабатываемого металла вследствие повышения контактной температуры в

зоне резания [10,11]. При шлифовании же кругами большой зернистости подобного вытеснения металла не происходит из-за более низкой температуры в зоне контакта абразивного инструмента и детали. Кроме того, с ростом размера зерен эльбора уменьшается его механическая прочность, а развитость рельефа режущей поверхности эльборового круга увеличивается.[12]. Кристаллы эльбора при этом разрушаются, обнажая новые острые режущие кромки. Смазочный материал, вводимый в поры эльборового круга, уменьшая контактную температуру в зоне резания и улучшая рельеф рабочей поверхности круга, снижает величину среднего арифметического отклонения профиля поверхности обрабатываемой стали в 1,2- 1,3 раза.

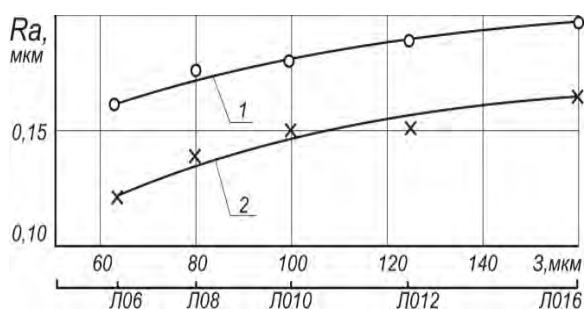


Рис. 1. Изменение среднего арифметического отклонения профиля R_a , мкм поверхности стали Р9Ф5 после шлифования кругами различной зернистости (круг С1 100% С10; режим резания: $V=19$ м/с; $S= 1$ м/мин): 1 – без ТСМ; 2 – с ТСМ

Таким образом, нанесение смазки при заточке и доводке лезвийного инструмента приводит к улучшению шероховатости поверхности может быть рекомендовано для применения в производстве [13].

[1] Эльборовое шлифование быстрорежущей стали. Семко М.Ф., Грабченко А.И., и др. Харьков, Вища школа, 1974, с.136.

[2] Прогрессивные машиностроительные технологии, оборудование и инструменты. Верещагин А.С., Возняковский А.П. и др. Коллективная монография / Москва, 2015. Том V. С.228-264.

[3] Панайоти В.А. Повышение эффективности и качества при шлифовании быстрорежущих сталей с использованием твердых смазок. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2016. № 2 (316) с.87-91.

[4] Panaioti V.A., Asadova Y.S., Nemenko N.V., Assessing the effectiveness of solid lubricants. Russian Engineering Research. 2018. Т.38. №6 С.493-497.

[5] Панайоти В.А., Асадова Ю.С.,Неменко М.В. Оценка смазывающей способности твердых смазочных материалов. СТИН, 2017, №12, С.31-35

[6] Панайоти В.А. Оценка смазывающей способности ТСМ по коэффициенту абразивного резания. В книге: Трибология - Машиностроению труды XI Международной научно-технической конференции. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова. 2016. С. 187-188.

[7] Панайоти В.А. Оценка смазывающей способности ТСМ по составляющим силы резания. В сборнике: Материалы конференций ГНИИ «Нацразвитие» Май 2017. Сборник избранных статей. 2017.С.19-27.

[8] Panaioti V.A. Applying solid lubricant to the grinding-wheel surface. Russian Engineering Research. 2017. Т.37. №4/ С.359-362. [9] Панайоти В.А. Исследование методов нанесения твердой смазки на поверхность шлифовального круга в процессе обработки. М. СТИН, 2016, №10, С.26-29.

[10] Панайоти В.А. Исследование теплового режима при шлифовании с применением твердых смазок. Вестник Брянского государственного технического университета, 2017. №6 (59) с.32-38

[11] Панайоти В.А., Богомольная Г.В. Копытова. Влияние ТСМ на температуру при заточке инструмента эльборовыми кругами различной зернистости. В сборнике: Трибология - машиностроению Труды XII Международной научно-технической конференции, посвященной 80-летию ИМАШ РАН. 2018. С. 385-387

[12] Панайоти В.А. Исследование геометрии рельефа режущей поверхности эльборового круга при шлифовании с твердой смазкой. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2016. № 1 (315). С. 67-71.

[13] Панайоти В.А., Асадова Ю.С. Исследование влияния твердой смазки на процесс заточки быстрорежущих инструментов в условиях производства. В сборнике: Научные тенденции: вопросы точных и технических наук сборник научных трудов по материалам VIII международной научной конференции. Международная Научно-Исследовательская Федерация «Общественная наука». 2017. С. 23-25.

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИИ ВХОДНОЙ ГРАНИЦЫ СМАЗОЧНОЙ ПЛЁНКИ НА ПАРАМЕТРЫ УПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО КОНТАКТА ПРОФИЛИРОВАННОГО РОЛИКА

М.Я. Пановко

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; mpanovko@yandex.ru

Формулируется и решается численно задача об упругогидродинамическом контакте профилированного ролика с учётом сложной геометрии границы смазочной плёнки на входе в зону контакта. Показано заметное влияние геометрии входной границы на распределения давления и толщины смазочной плёнки в зоне контакта.

Введение

В реальных узлах трения в силу ряда причин возникает масляное голодание, когда количества смазки, поступающей в контакт, недостаточно для эффективного смазывания, в частности, для снижения трения и износа контактирующих поверхностей. Эксперименты показали, что в этом случае толщина смазочной плёнки уменьшается [1]. Режим масляного голодания, а также обильной смазки в численных исследованиях упругогидродинамических (УГД) контактов моделируются расположением входной границы смазочной плёнки (входной мениск) относительно центра контакта. Для случая масляного голодания граница задавалась вблизи центра точечного УГД контакта (см. [2, 3]). В работах, посвященных линейным (неограниченным по длине), точечным УГД контактам, а также УГД контактам профилированных роликов, входная граница задавалась вдали от центра контакта (см., например, [4, 5]). Целью настоящей работы является численный анализ влияния геометрии входной границы смазочной плёнки (масляного голодания) на параметры УГД контакта профилированного ролика.

Постановка задач

Рассматривается стационарная изотермическая задача о смазке ролика (см. рис. 1).

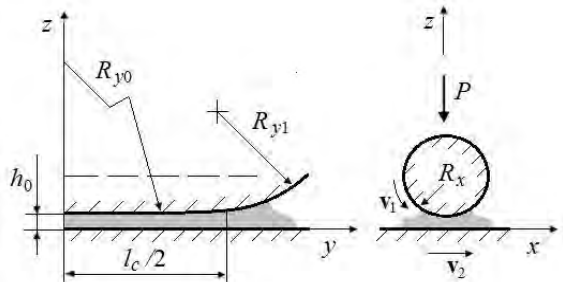


Рис. 1. Схема смазанного контакта

Образующая ролика составлена из дуг двух окружностей с радиусами R_{y0} , R_{y1} ($R_{y1} \ll R_{y0}$), сопрягаемых в сечении $|y|=l_c/2$. R_{x0} кривизны ролика в сечении $y=const$ при $|y|<l_c/2$.

Полагается, что смазочный материал — несжимаемая вязкая жидкость; к ролику приложена внешняя сила P . Вводятся следующие безразмерные переменные:

$$(x', y', \xi', \eta') = (x, y, \xi, \eta) / a_H, p' = p / p_H, h' = h / h_0,$$

$$\mu' = \mu / \mu_0, H_0 = 2R_{x0}h_0 / a_H^2, Q_0' = Q_0 p_H$$

$$V = (24\mu_0 |v_1 + v_2| R_{x0}^2) / p_H a_H^3, P' = P / p_H a_H^2,$$

$$P = \pi p_H a_H l_c / 2, \mathbf{v} = (\mathbf{v}_1 + \mathbf{v}_2) / |\mathbf{v}_1 + \mathbf{v}_2|,$$

$$\varepsilon_0 = R_{x0} / R_{y0}, \varepsilon_1 = R_{x0} / R_{y1}.$$

Здесь x, y, ξ, η — декартовы координаты в плоскости контакта; $\varepsilon_0, \varepsilon_1$ — параметры скругления; $p(x, y)$ и $h(x, y)$ — соответственно давление и толщина смазочной плёнки; h_0 — расстояние между смазанными поверхностями в начале координат, a_H и p_H — соответственно полуширина и максимальное герцевское напряжение в линейном контакте; μ — вязкость смазки; μ_0 — вязкость смазки при давлении окружающей среды; $\mathbf{v}_1 (v_{1x}, v_{1y}), \mathbf{v}_2 (v_{2x}, v_{2y})$ — скорости контактирующих поверхностей; H_0 — безразмерная толщина плёнки в начале координат; V — нагрузочно-скоростной параметр; Q_0 — пьезокоэффициент вязкости. В безразмерной форме уравнения, описывающие УГД контакт, имеют вид (без штрихов):

$$L(p) = \nabla \cdot \left(H_0^2 \frac{h^3}{\mu} \nabla p - V h \right) = 0, \quad (1)$$

$$h(x, y) = 1 + \frac{x^2 + \varepsilon_0 y^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_0) f_1(|y|) \theta(|y|)}{H_0} + \frac{1}{\pi H_0} \iint_{\Omega} G(x, y, \xi, \eta) p(\xi, \eta) d\xi d\eta, \quad (2)$$

$$M(p) = \iint_{\Omega} p(\xi, \eta) d\xi d\eta - \frac{\pi}{2} l_c = 0, \quad (3)$$

$$p|_C = \frac{\partial p}{\partial n} \Big|_{C_e} = 0, \quad (4)$$

$$\nabla = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y} \right), \mathbf{v} = (v_x, v_y), \mu = \mu_0 \exp(Q_0 p),$$

$$G(x, y, \xi, \eta) = \frac{1}{\sqrt{(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2}} - \frac{1}{\sqrt{\xi^2 + \eta^2}},$$

$$\theta(|y|) = \begin{cases} 1, & \text{при } |y| > l_c/2 \\ 0, & \text{при } |y| \leq l_c/2. \end{cases}$$

Здесь $f_1(|y|) = (|y| - l_c/2)^2$ при гладким сопряжении дуг, $f_1(|y|) = y^2 - (l_c/2)^2$ при негладком. Граничные условия задавались на границе $C = C_i \cup C_e$ области контакта Ω . Полагается: граница C_i – входная – задана; граница C_e – выходная – определяется в процессе решения задачи, используя условия дополнителности :

$$\begin{aligned} L(p) &= 0, p > 0 \text{ в зоне смазки;} \\ L(p) &< 0, p = 0 \text{ в зоне кавитации.} \end{aligned} \quad (5)$$

Система (1)-(5) - нелинейная интегродифференциальная система уравнений и неравенств.

Численный метод

Расчётная область в плоскости (x,y) задается в виде прямоугольника и покрывается декартовой сеткой с системой узлов $(x_i, y_j), (x_{i-1/2}, y_{j-1/2})$. Интегрируя (1) по области $\Delta\Omega_{ij}$ ячейки (ij) внутри контура (l_{ij}) , получаем

$$L_1(p) = \int_{(l_{ij})} \left[H_0^2 \frac{h^3}{\mu} (\nabla p \cdot \mathbf{n}) - V(\mathbf{v} \cdot \mathbf{n})h \right] dl = 0. \quad (6)$$

В (5) $L(p)$ заменяется на $L_1(p)$. Решение задачи проводится методом Ньютона. Линеаризуя (3), (4), (6) и аппроксимируя производные, получаем систему разностных уравнений

$$\begin{pmatrix} (a_{qr})_{nn} & (b_q)_n \\ (c_r)_n & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} (\Delta p_r)_n \\ \Delta H_0 \end{pmatrix} \Big|_{k+1} = - \begin{pmatrix} (L_1(p_r))_n \\ M(p_r) \end{pmatrix} \Big|_k, \quad (7)$$

решаемых относительно

$$\Delta p_{k+1} = p_{k+1} - p_k, \quad \Delta H_{0,k+1} = H_{0,k+1} - H_{0,k}.$$

Здесь $(a_{qr})_{nn}$ - полная квадратная матрица порядка n , $(b_q)_n$ - вектор-столбец, $(c_r)_n$ - вектор-строка ($q, r = 1, \dots, n$); n - число узлов сетки, в которых определяется давление, и зависит от местоположения выходной границы, k - номер итерации. Итерационный процесс продолжается до достижения заданной точности решения.

Результаты расчётов

Расчёты проводились на сетке с числом узлов 34×84 при $V=0,1$, $Q_0=3$, $v_x = 1, v_y = 0$, $\varepsilon_0 = 0$, $\varepsilon_1 = 0,1$. При $y = l_c/2 = 20$ сопряжение задаётся гладким. С увеличением l_c значения H_0 приближаются к значениям H_0 для бесконечно

длинного цилиндра $H_0 = 0,1622$. Для ролика $H_0 = 0,1692$ при $l_c/2 = 20$.

Распределения $p(x,y)$ и $h(x,y)$ для случая обильной смазки представлены на рис. 2 а, в, рис. 3 а, в. На рис. 4 а, б представлены распределения $p(x)$, $h(x)$ и $p(y)$, $h(y)$. На рис. 3 а область кавитации ($p=0$) выделена светлосерым тоном. Эти рисунки отражают характерные особенности УГД смазки сосредоточенных контактов. На участке $y > l_c/2$ отчётливо проявляется краевой эффект.

Для моделирования масляного голодания входная граница комбинировалась из участков как удалённых, так и приближенных к центру контакта. Распределения $p(x,y)$ и $h(x,y)$ для этого случая представлены на рис. 2 б, г, рис. 3 б, г. На рис. 4 а, б также представлены распределения $p(x)$, $h(x)$ и $p(y)$, $h(y)$ в случае масляного голодания. На рис. 3 б тёмносерым тоном выделены области контакта (“вырезы”), в которые не поступает смазка, светлосерым тоном – область $p=0$. Из этих рисунков следует, что в местах наибольшего приближения входной границы к центру контакта в распределениях $p(x,y)$ образуются вниз по потоку “борозды” (см. рис. 2 б и 4 б, кривая 2). Выходная граница несколько сдвигается вверх по потоку (см. рис 3 б), а значение пика давления на выходе снижается (см. рис. 4 а, кривая 2). При этом на участках, удалённых от центра контакта, распределения давления совпадают с распределениями давления в случае обильной смазки. На участках с “вырезами” образуются области сужения зазора типа “киля” (см. рис. 2 г, рис. 3 г и рис. 4 а, б). Видно, что значения зазора практически в два раза меньше зазора при обильной смазке.

Распределения нормальных $\sigma^{oct}(0,y,z)$ и касательных $\tau^{oct}(0,y,z)$ напряжений в подповерхностном слое представлены на рис. 5 и рис. 6 в виде изолиний в плоскости (y,z) . Из сопоставления распределений $\sigma^{oct}(0,y,z)$ на рис. 5 а и рис. 5 б, а также $\tau^{oct}(0,y,z)$ на рис. 6 а и рис. 6 б следует, что зоны без смазки (“вырезы” на входе) инициируют возникновение локальных экстремумы, ненаблюдаемых при обильной смазке. На практике это может вызвать появление многочисленных локальных зон повреждения в подповерхностных слоях.

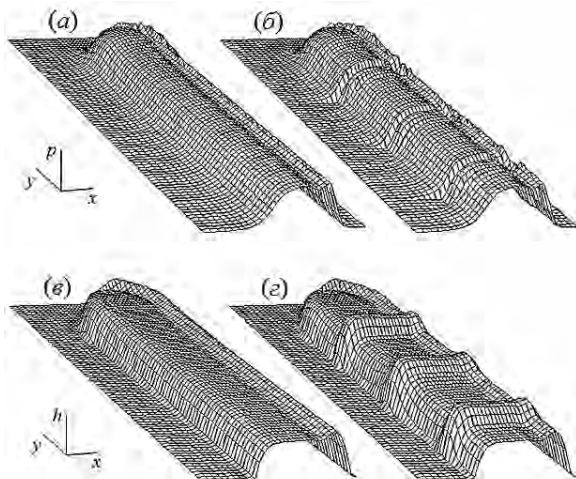


Рис. 2. Распределения давления (а), (б) и толщины смазочной плёнки (в), (г) в УГД контакте: (а), (в) – обильная смазка; (б), (г) – недостаточная смазка

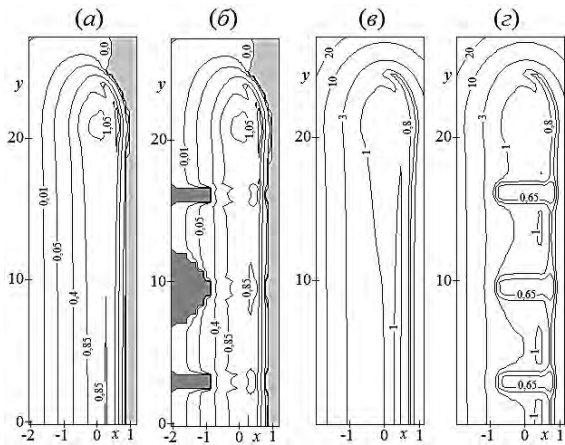


Рис. 3. Изобары (а), (б) и линии уровня толщины смазочной плёнки (в), (г) в УГД контакте: (а), (в) – обильная смазка; (б), (г) – недостаточная смазка

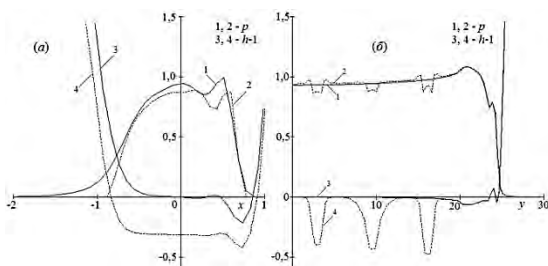


Рис. 4. Распределения давления и толщины смазочной плёнки (а) в плоскости сечения $y=9$; (б) в плоскости сечения $x=0$: 1, 3 – давление и зазор соответственно при обильной смазке; 2, 4 – давление и зазор соответственно при недостаточной смазке

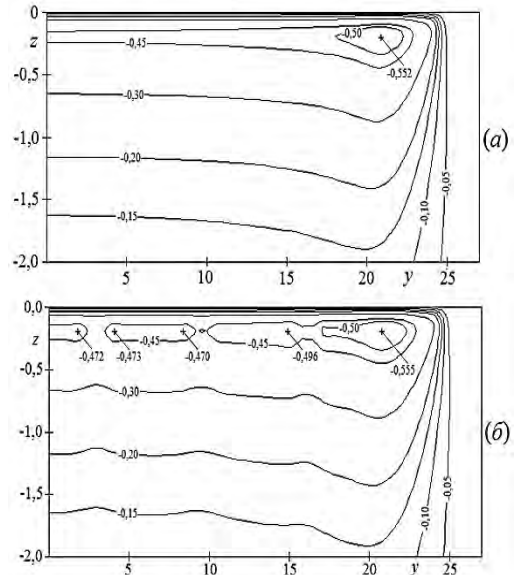


Рис. 5. Линии уровня октаэдрических нормальных напряжений в подповерхностном слое в плоскости (y,z) при $x=0$: (а) – обильная смазка; (б) – недостаточная смазка

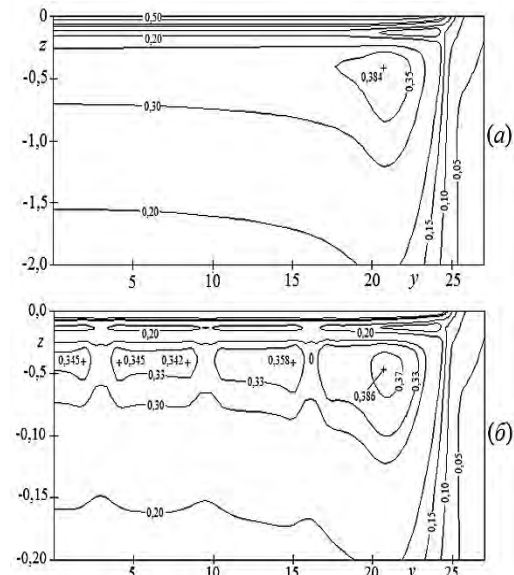


Рис. 6. Линии уровня октаэдрических касательных напряжений в подповерхностном слое в плоскости (y,z) при $x=0$: (а) – обильная смазка; (б) – недостаточная смазка

1. Wedeven L.D., Evans D., Cameron A. Optical analysis of ball bearing starvation // Trans. ASME. J. Lubric. Technol. 1971. V. 93. № 3. P. 349-363.
2. Hamrock B.J., Dowson D. Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts. Part 4 – starvation results // Trans. ASME. J. Lubric. Technol. 1977. V. 99. № 1. P. 15-23.
3. Пановко М.Я. Численное исследование пространственного упругогидродинамического контакта с учётом сложной геометрии входной границы смазочной плёнки // Изв. АН. Механика твёрдого тела. 1996. № 6. С. 151-161.
4. Mostofi A., Gohar R. Elastohydrodynamic lubrication of finite line contacts // Trans. ASME. J. Lubric. Technol. 1983. V. 105. № 4. P. 82-88.
5. Пановко М.Я. Упругогидродинамическая смазка цилиндрического ролика со скруглённым краем // Изв. АН. Механика твёрдого тела. 2003. № 2. С. 40-48.

ИННОВАЦИИ В ОБЛАСТИ ВОЗОБНОВЛЯЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ ЭНЕРГИИ

М.А. Пахомов, В.В. Столяров

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; pakhomovmish@gmail.com

В статье представлены и проанализированы модели энергетического менеджмента в странах СНГ. Характеризуются решения проблем в области энергетической эффективности, которые являются необходимым условием обеспечения стабильного экономического роста и устойчивого развития экономики каждой страны, которая во многом зависит от совместных усилий государств в условиях глобализации экономики.

Введение. Решение проблем в области возобновляемых источников энергии является необходимым условием обеспечения стабильного экономического роста и устойчивого развития экономики каждой страны, которое во многом зависит от совместных усилий государств в условиях глобализации экономики.

Ситуация в СНГ. Вопросы повышения энергоэффективности являются высокоприоритетными для государств-участников СНГ, что нашло отражение в принятии соответствующих решений и нормативно-правовых актах (см. табл. 1).

Таблица 1. Нормативно-правовые документы в области энергоэффективности стран СНГ

Страна	Нормативно-правовые акты
Армения	– Закон «Об энергосбережении и возобновляемой энергетике» (2004)
Казахстан	– Закон «Об энергосбережении» (2007, с поправками в 2009); – Закон «Об энергосбережении и повышении энергоэффективности» (2012).
Молдова	– Национальная стратегия устойчивого развития; – Стратегия в области экономического развития; – Энергетическая стратегия
Беларусь	– Закон Республики Беларусь «Об энергосбережении» от 15.07.1998 № 190-З; – Директива Президента Республики Беларусь № 3 «Экономия и бережливость – главные факторы экономической безопасности государства» от 14.06.2007; – Более 200 стандартов в области развития нормативной базы обеспечения энергоэффективности; – Согласно Программе развития системы технического нормирования, стандартизации и подтверждения соответствия в области энергосбережения планируется разработка 129 технических нормативных правовых актов в области энергоэффективности.
Россия	– Энергетическая стратегия России на период до 2030 года, утвержденная распоряжением Правительства Российской Федерации от 13.11.2009 № 1715-р; – Федеральный закон от 23.11.2009 № 261-ФЗ «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации»; – Федеральный закон от 26.03.2003 № 35-ФЗ «Об электроэнергетике»; – Указ Президента Российской Федерации от 04.06.2008 № 889 «О некоторых мерах по повышению энергетической и экологической эффективности российской экономики».

Энергетический менеджмент на уровне управления территориями начал достаточно активно применяться с конца 80-х гг. XX века. Имеющийся национальный опыт показал, что стандарты в области системы энергетического менеджмента являются жизнеспособным инструментом политики и рыночным механизмом, который позволяет добиться устойчивого повышения энергоэффективности в городских агломерациях.

По результатам анализа действующего законодательства в сфере энергоэффективности развитых стран выделены регионы-лидеры, а также ключевые модели развития в области энергетического менеджмента.

Мировые тренды политики в области ВИЭ обусловлены в первую очередь влиянием наиболее промышленно развитых стран, чья энергетическая политика предопределена национальными приоритетами, связанными с модернизацией, необходимостью рационального использования энергоресурсов и обеспечением внутренней энергетической независимости.[1]

Для РФ важность последовательного проведения в жизнь эффективной энергосберегающей политики, обусловлена, прежде всего, колоссальным масштабом производства и энергопотребления одной из крупнейших энергосистем мира. Россия продолжает оставаться одной из самых энергоемких экономик мира (энергоёмкость российского ВВП в 2,3 раза выше среднемирового значения). В России имеется значительный потенциал энергосбережения, позволяющий снизить объемы потребления энергоресурсов на 45 % к текущему уровню.

Вывод. Настоящая политика РФ в области возобновляемых источников энергии нуждается в выработке собственной модели развития.

1. Chi Seng Leung, Peter Meisen. How electricity consumption affects social and economic development by comparing low, medium and high human development countries: <http://www.geni.org/globalenergy/issues/global/qualityoflife/HDI>
2. Forman, Richard T. T. Urban Regions Ecology and Planning Beyond the City / Cambridge University Press, 2018. (2)
3. International Energy Outlook 2016 [Electronic resource] / U.S. Energy Information Administration. – Washington, DC. – Mode of access: [http://www.eia.gov/forecasts/ieo/pdf/0484\(2016\).pdf](http://www.eia.gov/forecasts/ieo/pdf/0484(2016).pdf).
4. International Energy Outlook 2018 [Electronic resource] / U.S. Energy Information Administration. – Washington, DC. – Mode of access: [http://www.eia.gov/forecasts/ieo/pdf/0484\(2018\).pdf](http://www.eia.gov/forecasts/ieo/pdf/0484(2018).pdf)

МЕЖДУНАРОДНЫЙ ОПЫТ В СФЕРЕ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ

М.А. Пахомов, В.В. Столяров

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; pakhomovmish@gmail.com

Данная статья посвящена анализу международного опыта энергосбережения в зарубежных странах, исследованию методов экономии природных ресурсов, таких как использование солнечной энергии, на примере гелиоэнергетики, ветроэнергетики, которая находится на начальном этапе, однако потенциал нашей страны оценивается очень высоко (энергия, полученная таким образом, в перспективе может составить около 30% производства электростанций страны).

Введение. Во многих странах проблема нехватки энергоресурсов остро встала еще после нефтяного кризиса 1973 года. В результате одним из основных направлений энергетической политики этих государств стало энергосбережение. Проанализировав то, как решают данную проблему в зарубежных странах, можно прийти к выводу, что они добились значительных успехов в энергосбережении. Это позволило им стать менее зависимыми от стран-экспортеров и сэкономить средства.

Опыт стран в энергосбережении. Страны Евросоюза отказываются от использования ламп накаливания, заменяя их на современные энергосберегающие лампы, потребляющие на 80% меньше энергии. Такой ход позволяет сэкономить, уменьшить потребление энергии, а также значительно сократить выбросы углекислого газа. Кроме того, вводятся программы, сокращающие продажи техники с повышенным уровнем электропотребления, что позволит странам ЕС сэкономить до 300 ТВт. [1]

Теплоизоляционные мероприятия и проекционные решения. Основная цель теплоизоляции – сбережение энергоресурсов. Помимо этого, она сокращает выбросы парниковых газов.

Экологические проблемы, дефицит энергоресурсов и повышение стоимости их добычи привели к тому, что одной из приоритетных задач экономики России стало энергосбережение. Добиться экономии можно, прежде всего за счет решений, которые помогают снизить бесполезные потери энергии. В нашей стране с этой целью был издан федеральный закон «Об энергосбережении и повышении энергетической эффективности», вступивший в силу 27.11.2009 г., который содержит требования, затрагивающие население и предприятия, частный сектор и государственные учреждения.

Рассмотрим основные способы энергосбережения:

1. Использование солнечной энергии. Гелиоэнергетика.

До земной поверхности доходит энергия солнца, примерно равная 1 кВт/м^2 . Используя специальные устройства, можно преобразовывать ее в тепловую и электрическую. Если из солнечной энергии необходимо получить тепловую, то применяют солнечные коллекторы, используемые для нагрева воздуха, воды, различных жидкостей, а вот для преобразования солнечного излучения в элек-

троэнергию применяют фотоэлектрические установки.

Одним из наиболее эффективных являются фотоэлектрические генераторы, в которых между светочувствительным полупроводником и проводником возникает ЭДС. Наиболее часто используемым материалом в таких установках является кремний, а максимальный КПД достигает 24% при одном слое фотоэлемента, 30% при двух слоях и 40% при трех. Активному развитию гелиоэнергетики способствуют мероприятия, проводимые государством.

Так, в США в рамках программы «Миллион солнечных крыш», действующей с 1997 года, уже к 2010 году солнечные энергосистемы были установлены на крыши более чем миллиона домов. А в Германии частным инвесторам разрешено установить на крышах общественных зданий общей площадью более 100 тыс. м² и подавать выработанную энергию в городскую сеть. [2]

В Японии развитие гелиоэнергетики началось еще в 1973 году, т.к. «нефтяной кризис» заставил решать проблемы энергосбережения. [3] В результате к 2000 году удалось снизить себестоимость 1 кВт выработываемой электроэнергии с 30 тыс. иен до 140 иен, что дало возможность использовать солнечные батареи в быту.

Кроме того, правительство оказывало поддержку и выплачивало треть стоимости установки энергосистем на жилые дома, что способствовало их установлению на 1 млн домов. Если учитывать, что средняя площадь крыши японского дома 120 м², то даже несмотря на низкий КПД солнечных батарей, установка их на половину крыши позволяет сэкономить около 560 л нефти в год.

Если посмотреть на скандинавские страны, то можно убедиться, что гелиоэнергетика является довольно эффективной при теплоснабжении.

Однако солнечное излучение зимой гораздо слабее, чем летом, и его оказывается недостаточно. Способ решения данной проблемы один – запастись энергией, выработанную летом, чтобы зимой можно было ее расходовать. С этой целью в Швеции используются подземные резервуары и хорошо изолированные наземные емкости, служащие аккумуляторами теплоты.

2. Ветроэнергетика.

Чтобы преобразовать энергию ветра в электроэнергию применяются ветроэнергетические

установки, которые принято разделять на малые (мощностью до 100 кВт) и крупные (мощностью более 100 кВт). При этом себестоимость 1 кВт энергии уменьшается с увеличением мощности (800-1000 долларов/кВт для крупных ВЭУ, тогда как для малых достигает 3000 долларов/кВт). О перспективности этого энергоресурса судят по интенсивности ветра, определяемой среднегодовым значением скорости ветра. Коэффициент вариации ветра изменяется в пределах 5-8%, что говорит о небольшой изменчивости поступлении энергии ветра.

Для сравнения, коэффициент вариации стока рек 15-20%. В настоящее время ветроэнергетика существует как самостоятельная доходная область энергетики, а в таких странах как США, Германия, Дания, Испания и Китай достигла наибольшего развития и вносит существенный вклад в производство электроэнергии.

По проценту от всей электроэнергии, вырабатываемой страной, лидером является Дания (42%), а вот по размеру установленных в стране ветряных электростанций первое место в мире занимает Китай. Очень перспективной считается ветроэнергетика, но инвестиции, необходимые для ее реализации, в 1,5-2 раза выше. Дания, Нидерланды и Германия собираются заложить остров на самой крупной отмели Северного моря, его площадь должна составить около 6 км². На нем расположат ветряные фермы на которых планируется вырабатывать до 90 ГВт дешевой энергии, что позволит обеспечить энергией почти 80 млн жителей Европы. Инновацией этого проекта является низкая стоимость транзита энергии.

Кроме всего вышесказанного, следует заметить, что ветроэнергетика позволяет сократить выбросы углекислого газа, оксидов азота и оксида серы. Развитие ветроэнергетики России находится на начальном этапе, однако потенциал нашей страны оценивается очень высоко (энергия, полученная таким образом, в перспективе может составить около 30% производства электростанций страны).

3. Переработка мусора.

Проблема утилизации твердых бытовых отходов является одной из наиболее важных экологических проблем во всем мире. В Европе к переработке относятся довольно серьезно, рассматривают ее как способ сохранения ценных ресурсов.

Наиболее активно в настоящее время развивается энергетическая утилизация. Это связано прежде всего с ростом цен на топливо и повышением экологической безопасности установок, предназначенных для переработки твердых бытовых отходов.

Принципиально новый подход к утилизации и использованию материалов (в первую очередь биотоплива) переработки отходов сводится к процессу сжигания, основной идеей которого является получение энергоносителей, экологически чистых материалов с точки зрения переработки и дальнейше-

го применения. Это получение биогаза с помощью внедрения ферментации, получение его из отходов вторичного топлива, что позволяет перерабатывать большие массы твердых бытовых отходов с принципиальной пользой для промышленности страны, строительство мусоросжигательных заводов.

Следует отметить, что топливо, получаемое при переработке ТБО, поможет сократить вред, наносимый окружающей среде при традиционных путях его добычи. При этом будет предотвращено выделение углекислого газа при сжигании первичного топлива и метана, оказывающего огромное влияние на парниковый эффект.

Страной, в которой эта концепция приобрела наибольшее распространение, является Германия. Количество сжигаемых ТБО там увеличивается с каждым годом, а в правительстве термическая переработка считается оптимальным способом утилизации. В настоящее время на территории этой страны работает свыше 90 таких предприятий. В общей сумме в год они утилизируют около 18 млн тонн отходов, что в некоторых городах (например, в Гамбурге) составляет 100% утилизации.

4. Энергосберегающие решения. Страны Евросоюза отказываются от использования ламп накаливания, заменяя их на современные энергосберегающие лампы, потребляющие на 80% меньше энергии. Такой ход позволяет сэкономить, уменьшить потребление энергии, а также значительно сократить выбросы углекислого газа.

Кроме того, вводятся программы, сокращающие продажи техники с повышенным уровнем электропотребления, что позволит странам ЕС сэкономить до 300 ТВт.

Во многих странах пользуется популярностью система энергосбережения, предусматривающая установку датчиков тепла и электроэнергии. Так, в Японии, использование системы, подбирающей режим температуры и расхода электроэнергии, они предусматривают выключение света в помещениях, в которых в данный момент никого нет, а также регулируют работу электроприборов, что позволяет уменьшить потребление электроэнергии на 20%.

5. Теплоизоляционные мероприятия и проекционные решения.

Основная цель теплоизоляции – сбережение энергоресурсов. Помимо этого, она сокращает выбросы парниковых газов. Потери тепла через стены, окна и крышу можно сократить на 50-60% путем применения современных методов теплоизоляции. По исследованиям специалистов фирмы «ROCKWOOL» в доме площадью 100 м² можно сберечь около 37 тыс. кВт за сезон.

В Японии энергоэффективности жилых домов удалось добиться во многом за счет изменений в конструкции зданий, которые позволяют лучше проветривать помещения в теплое время года и сохранять тепло во время холодов. Такие изменения привели к сокращению на 40% потребляемой на отопление и кондиционирование энергии.

Объединяя все эти способы, можно достичь больших успехов в энергосбережении. В некоторых случаях удается свести энергопотребление к нулю. Так здание Венского технического университета, площадью 13,5 тыс. м² было модернизировано до стандарта «энергия плюс», т.е. оно производит энергии больше, чем потребляет.

Энергосбережение развивается и приносит огромные плоды, что лишний раз подтверждает инвестиции таких крупных компаний, как Google, общие вложения которого достигли 3,5 млрд долларов, а суммарная мощность уже составляет 3 ГВт. Тем самым Google стал крупнейшим в мире покупателем возобновляемой энергии.

Вывод. В заключении следует отметить, что успешное энергосбережение возможно только в том случае, когда государство оказывает в этом поддержку путем стимулирующих и принудитель-

ных мероприятий, а также просветительских методов (воздействие на потребителя).

1. М. Бисмарк. Как здание австрийского университета стало энергоактивным после реконструкции. «Энергосвет» № 2 (48) – 2017. С. 42- 45.(1)
2. Энергосбережение за рубежом [Электронный ресурс]. – URL: https://gisee.ru/articles/foreign_experience/20020/– Дата обращения: 16.03.2019 (2); (3)
3. Кандидат химических наук Горбачева Л.А. Зарубежный опыт термической переработки мусора. Журнал «Энергия: экономика, техника, экология» №7 2018 г.
4. Панфилов С. А. Способ определения теплофизических свойств строительных объектов / С. А. Панфилов, О. В. Кабанов, А. С. Хремкин //Вестник ВСГТУ. № 5 (62) / Восточно-Сибирский государственный университет технологий и управления. – Улан-Удэ, 2016. – С. 49–57.
5. Кабанов О. В. Аналитический обзор методов оценки (измерения) теплофизических характеристик исследуемого объекта / О. В. Кабанов, С. А. Панфилов, О. А. Андропова // Актуальные вопросы науки и техники : сб. науч. тр. по итогам III Междунар. науч.-практ. конф. / ИЦРОН – Самара, 2016. – С. 107–111.

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ КРИВОШИПНО-ШАТУННОГО МЕХАНИЗМА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЗАЗОРОВ В СОПРЯЖЕНИИ

И. М. Петрова¹, М. А. Филимонов²

¹Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; mpetr@mail.ru

²АО НИЦ «Технопрогресс» Москва, Россия; m948@lenta.ru

Исследовано напряженное состояние элементов конструкций, отличающихся большими размерами и работающими в химическом производстве. Исследование проведено методами численного эксперимента, с последующим подтверждением расчетных данных экспериментальными результатами.

На используемых в химической промышленности азотоводородных компрессорах наблюдались случаи разрушения шатунов. Обследование разрушенных машин показало, что все случаи поломок идентичны и явились следствием появления усталостных трещин в поршневых головках. Как правило, образование трещин начиналось с внутренней поверхности головки в её среднем сечении. Методом численного эксперимента с использованием подходов [1] были определены напряжения в зоне от угла контакта до угла перехода головки в стержень шатуна. При этом варьировались эксплуатационные нагрузки и зазоры в сопряжении шатун – палец. Расчет напряженного состояния головки шатуна проводили для сечений находящихся в пределах углов соответствующих окончанию зоны контакта, до угла $\varphi = 135^{\circ}$ (рис. 1).

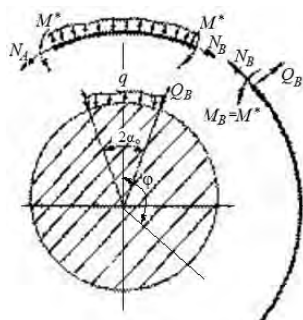


Рис. 1. Силы, действующие в кривокопфной головке шатуна.

Заданные нагрузки соответствовали эксплуатационным: 180кН - номинальный режим работы; 250кН - работа с перегрузкой; 100кН - недогрузка машины. Зазоры в сопряжении шатунный палец – расточка шатуна также задавалось в соответствии с эксплуатационными: среднее значение зазора 0,1мм, крайние 0,05мм, 0,15мм. По результатам аналитических расчетов, были определены напряжения, действующие в наиболее нагруженном сечении головки шатуна. Расчетное распределение напряжений на внутренней поверхности головки шатуна в зависимости от нагрузки и величины зазора показано на рис. 2. Анализ распределения напряжений полученных расчетом позволяет оценить тенденцию изменения напряжений в зависимости от величины приложенной нагрузки, величин зазоров в сопряжении, а также изменение уг-

ловых координат сечений с экстремальными значениями напряжений. Из рис. 2 видно, как меняется характер распределения напряжений на внутренней поверхности головки шатуна с увеличением нагрузок. Показано влияние зазора на рост напряжений в сечениях головки и на координаты сечений с максимальными напряжениями. Для экспериментальной оценки напряженного состояния шатуна были проведены натурные тензометрические испытания. Основными задачами экспериментальных исследований напряженно-деформированного состояния шатунов компрессора являлись: определение величины и характера изменения нагрузок, действующих на кривошипно-шатунный механизм компрессора в процессе его работы; установление характера распределения напряжений в элементах шатуна с выявлением наиболее нагруженных сечений; сопоставление результатов численного эксперимента с данными экспериментальных исследований. Тензодатчики на головку шатуна были наклеены по окружности головки с шагом 45° , по 5 тензодатчиков в ряд по ширине головки. Тензометрические испытания проводились при различных режимах работы компрессора. Полученный в результате эксперимента массив данных обработан статистическими методами дисперсионного анализа [2, 3]. Распределение напряжений на внутренней и наружной стороне головки шатуна представлено на рис. 3.

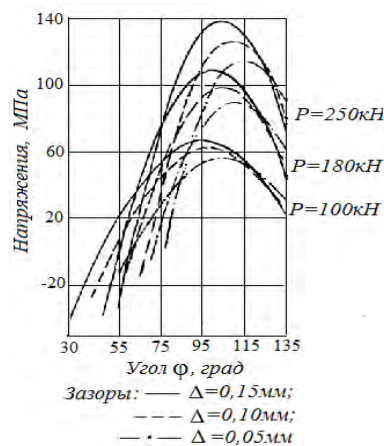


Рис. 2. Распределения напряжений на внутренней поверхности головки шатуна, полученные численным экспериментом.

На рис. 3 *а* - растягивающая сила 250кН; *б* - 180кН. На рис. 3 следует, что более резкое увеличение напряжений с ростом нагрузок наблюдается для сечений внутренней поверхности головки шатуна по сравнению с её внешней поверхностью. Максимальные величины напряжений, действующие на внутренней поверхности головки шатуна, в 2,7...2,9 раза превышают напряжения на наружной поверхности головки. Сопоставляя результаты численного и натурного эксперимента (рис. 4) можно сделать вывод, что численный эксперимент дает аналогичную оценку распределения напряжений, но более консервативную по их величинам. Численный эксперимент позволяет также оценить одновременное влияние увеличения и зазоров на рост напряжений, что практически невозможно осуществить путем экспериментальных исследований.

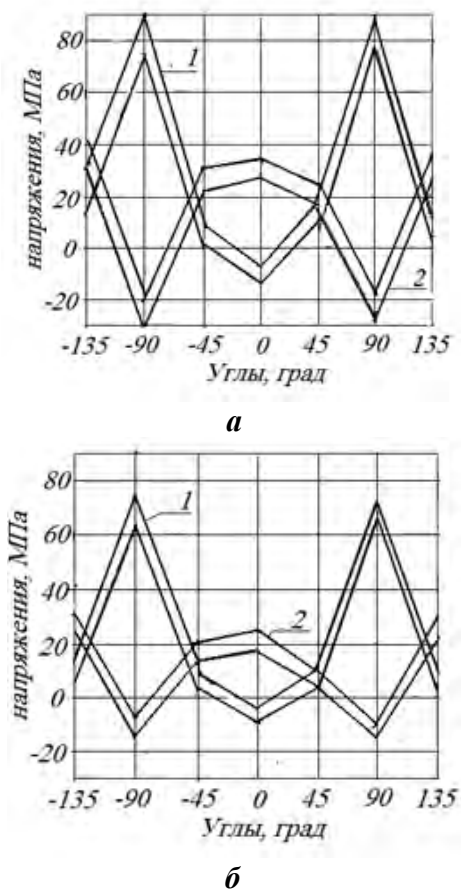


Рис.3. Распределение напряжений по угловым сечениям головки шатуна при действии растягивающей силы: *а* - 250кН; *б* - 180кН; 1 - внутренняя поверхность, 2 - внешняя поверхность.

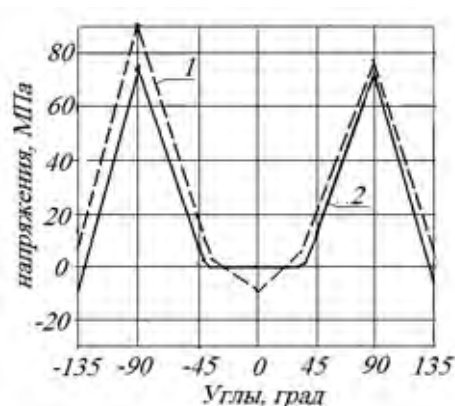


Рис. 4. Распределение напряжений на внутренней поверхности головки шатуна, 1 – расчет, 2 – эксперимент.

Заключение

Напряжения в головке шатуна оппозитного компрессора, определенные численными методами исследования, превышают напряжения, определенные экспериментально, на 7...22% и дают более консервативную оценку напряженного состояния. Использование расчетных методов определения напряжений позволяет оценить влияние нагрузок, зазоров в сопряжении палец-головка шатуна и заблаговременно принять необходимые меры по поддержанию требуемого уровня вероятности безотказной работы.

1. Гольбац-Кокин Э.М. Расчет поршневой головки шатуна с учетом ее жесткости и зазора посадки в ней пальца// Энергомашиностроение 1969, №8, с.39-41;
2. Хикс Ч. Основные принципы планирования эксперимента. М: Мир, 1967г. 405 с,
3. Степнов М.Н. Статистическая обработка результатов механических испытаний. М.:Машиностроение 1972, 232с.

СИНТЕЗ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПРОЦЕССАМИ НАНЕСЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ

Печейкина М.А., Митряева О.Е.

Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия; marina.pecheykina@mail.ru

В докладе рассматривается применение современных гибридов полевых и биполярных транзисторов в составе технологической системы для управления процессами нанесения керамических покрытий на вентильные металлы и сплавы. Использование схемного решения с IGBT-модулями и импульсное регулирование напряжением позволяет существенно сократить количество потребляемой энергии процессов микродугового оксидирования и увеличить надежность системы в целом.

Введение

Электроника широко используется практически во всех сферах жизнедеятельности человека. Достижения электронной науки и техники внедряются в научные исследования, промышленность, на транспорт, в связь, сельское хозяйство, здравоохранение, культуру, быт.

Решения все более сложных технических задач приводит к постоянному усложнению их электрических схем. В современной силовой электронике широкое распространение получили IGBT транзисторы. IGBT модули основаны на биполярных транзисторах с изолированным затвором (БИТЗ в русской транскрипции). Затвор такой же, как у полевых транзисторов, т.е. управляются не током, а напряжением, и которые уже давно работают на больших токах. Особенность IGBT модуля состоит в том, что он может работать на больших напряжениях, как обычный p-n-p или p-n-p транзистор.

IGBT транзисторы имеют низкие потери мощности во включенном состоянии подобно биполярным транзисторам и высокое входное сопротивление цепи управления, характерное для полевых транзисторов. Это дает возможность малым значением управляющей мощности осуществлять коммутационные операции существенных токовых значений силовых цепей.

Преимущества IGBT транзисторов

- Отсутствие потерь статического и динамического типа
- Повышенная плотность тока
- Устойчивость к воздействию короткого замыкания
- Простая схема параллельного соединения
- Работа при повышенной температуре (более 100 градусов)

Широкое применение нашли приборы третьего поколения с планарной конструкцией затвора на основе базовых технологий PT-IGBT и NPT-IGBT. В приборах четвертого поколения применяют конструкцию вертикального затвора (Trench-Gate IGBT), которая дает возможность получить максимальную плотность размещения базовых ячеек на кристалле и уменьшить статические потери на проводимость.

Приборы пятого поколения (SPT-IGBT, FS-IGBT и CSTBT) обладают оптимизированными характеристиками по переключению и проводимости.

Статические и динамические характеристики IGBT транзисторов позволяют создавать устройства, которые могут отдать в нагрузку десятки и даже сотни киловатт при минимальных габаритах и КПД, превышающем 95 %. IGBT можно использовать во многих приложениях силовой электроники особенно в драйверах систем управления [1].

Микродуговое оксидирование

Суть метода микродугового (плазменного) оксидирования (МДО) заключается в формировании на поверхности детали в условиях воздействия микродуговых разрядов высокопрочного износостойкого покрытия (МДО-покрытия), состоящего преимущественно из Al_2O_3 (корунда) и других окислов алюминия [2,3]. Сложность протекающих физико-химических процессов обуславливает рассмотрение различных вариантов реализации установок и технологических процессов МДО. Для выбора технологических решений (ТР) необходимо решить задачу структурного синтеза. Для решения этой задачи был использован морфологический подход, позволяющий при помощи комбинаторики получить большое количество вариантов, принадлежащих к морфологическому множеству решений - описаниям потенциально возможных решений данной задачи [4]. Разработанный подход заключается в последовательности операций генерации, сравнения и отбора множества рациональных вариантов (кластеров) технических решений при помощи ряда последовательных процедур. Синтезированные алгоритмы позволяют добиться снижения размерности морфологического множества и повышения эффективности процедур поиска.

Подход подробно рассматривается в ряде публикаций [5,6]. Процесс синтеза предусматривает создание морфологической матрицы (ММ) и дополнительных информационных таблиц. В объекте проектирования выделяются основные признаки, характеризующие его работоспособность. Для каждого признака выбирают альтернативы, т. е. возможные варианты его исполнения или реализации. По-

сле декомпозиции и анализа исследуемых ТС формируется ММ и задается морфологическое множество решений. Для признаков технических решений содержащихся в ММ составляются таблицы критериев и определяются коэффициенты относительной важности критериев. Каждой из альтернатив сопоставляются оценки по всему спектру критериев. В дальнейшем проводят отбор вариантов с последующей их кластеризацией [7,8].

Синтез технологических процессов МДО

Описываемая ниже схема основана на IGBT модулях. Модули на 200, 400, 600 и более ампер при напряжениях 1200 (Рис. 1) и более вольт объединяют положительные стороны биполярных и полевых транзисторов. Гальваническая развязка (2,5 КВ) управляющих низковольтных и силовых цепей позволяет напрямую управлять ими от компьютеров. Стандартная рабочая частота силовых модулей до 20 КГц, отдельных транзисторов – до сотен килогерц. Модули компактны, модуль на 1200 В, 400 А весит всего 450 г. Он выдерживает кратковременные (до 10 мсек) броски тока в 800 А.

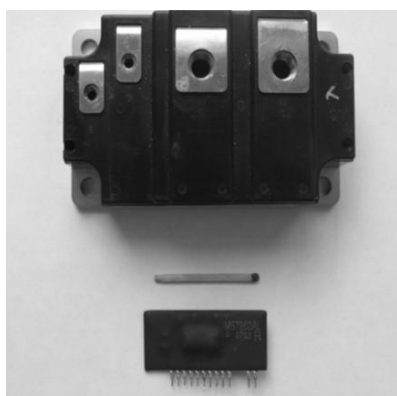


Рис. 1. IGBT модуль CM400HU24F (1200 В, 400 А, 20 КГц) с микросхемой драйвером M57962AL

Современные модули имеют прямоугольную площадь безопасной работы, т.е. могут работать при максимальном напряжении на максимальных токах (правда, при этом не на предельных частотах). Модули имеют прекрасные переключательные характеристики, например, время открытия модуля на два порядка меньше, чем у силовых тиристорных. Однако это приводит к некоторым сложностям, которые необходимо учитывать при их использовании. Модуль очень чувствителен к индуктивным броскам напряжения при его резком закрытии, они обычно кратковременны, но могут превысить тысячи вольт, выводя из строя основные и управляющие переходы. Для борьбы с ними используются снабберные цепи из специальных конденсаторов, резисторов и супрессорных диодов, размещаемых на коллекторе и эмиттере модуля и правильное низкоиндуктивное проектирование силовых цепей. Большие токи требуют большой площади р-п переходов, создавая их паразитную емкость. Поэтому IGBT модулями

необходимо управлять от специальных микросхем - драйверов, которые могут обеспечить перекоммутацию модуля за счет создания на фронтах регулирования положительные и отрицательные броски тока в несколько ампер. Очень чувствительны модули к резисторам от драйвера к затвору, где легко могут возникнуть вредные осцилляции.

Эти проблемы не возникают при тиристорных регуляторах, так как там происходит мягкое отключение мощности при переходе конкретной фазы через нуль. Однако тиристор нельзя отключить в нужный момент – отключаемые тиристоры сложны в употреблении, ненадежны и практически не применяются.

Управление технологическим процессом при помощи IGBT транзисторов или сборок может осуществляться, например, для схемы [9-11].

Устройство (Рис.2) содержит силовой трансформатор 1, повышающий напряжение сети с 220 или 380 В до амплитудного значения 800-1000 В с отводками во вторичной обмотке, силовой блок 2, служащий источником технологического тока, ванну 3 с электролитом 4, погруженной в него деталью 5, а также сенсорами 6, измерительный блок 7 для измерения напряжения, тока и сигналов сенсоров с гальванической развязкой на выходе, платой ввода-вывода 8, соединенной с персональным компьютером или процессором 9 и блоком управления 10, узлом 11 гальванической развязки с силовым блоком 2. Блок 2 содержит силовые диоды 12 и регулирующий элемент, например, биполярный или полевой транзистор 13. При этом деталь 5 соединена с анодом силового блока, а ванна 3 с катодом силового блока [11].

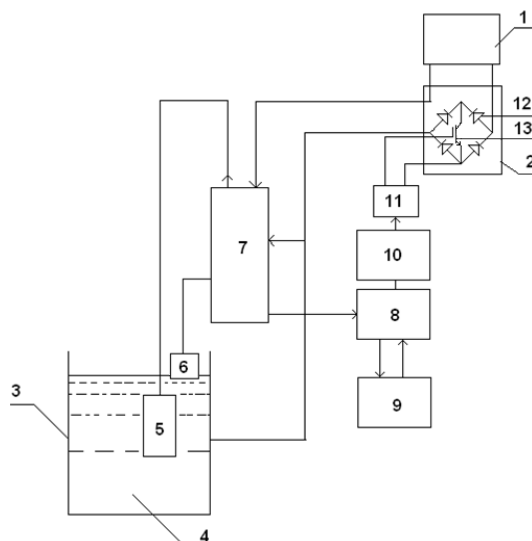


Рис. 2. Схема устройства для управления технологическим процессом нанесения покрытий

Деталь 5 размещают в электролите и соединяют с анодом силового блока 2. IGBT транзистор включает анодное и катодное напряжение на детали в

момент достижения им необходимого для процесса уровня напряжения (времена t_{AS} и t_{KS}) (Рис. 3,4) и обрезает импульсы тока в момент прекращения процесса при длительности импульсов t_A и t_K . Устанавливается также время задержки между катодным и анодным циклами t_{AK} . Например, катодный импульс, подготавливающий работу анодного, должен лежать в пределах 0,5...1,1 по амплитуде от анодного, быть короче его и расположен ближе к анодному. Выполнение этих условий позволяет оптимизировать процесс получения покрытия. Дополнительно обеспечивается мягкое начало процесса, полное использование полезной части импульсов тока, и, тем самым, минимальный расход электроэнергии и высокое качество покрытия [11].

Предлагаемое ТР дает возможность полного регулирования процессом нанесения, так повышение качества нанесения покрытия достигается, например, тем, что в начале процесса нанесения покрытия $t_K=0$, т.е. процесс идет полностью в анодном режиме.

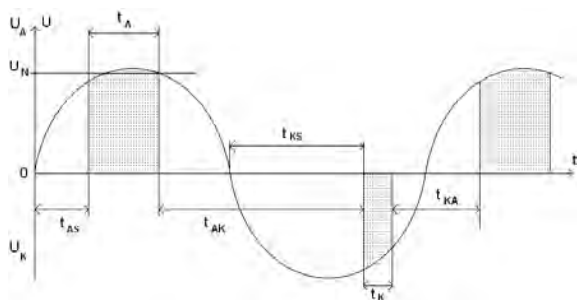


Рис 3. Зависимости напряжения в технологическом процессе нанесения покрытий

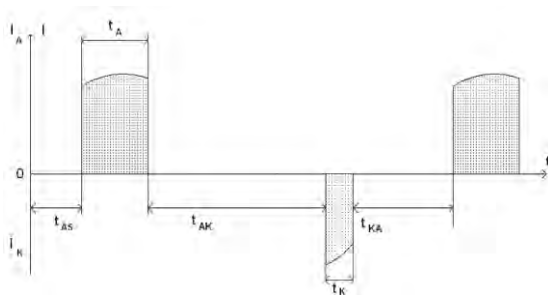


Рис 4. Зависимости импульсов тока в технологическом процессе нанесения покрытий

Электролит содержит, например, водный раствор щелочи с концентрацией 1-12 г/л и жид-

кого стекла с концентрацией 2-110 г/л и может иметь другие добавки соответственно материалу детали.

Выводы

Использование схемного ТР с IGBT-модулями и импульсное регулирование напряжением позволяет существенно сократить количество потребляемого электричества процесса МДО и увеличить надежность системы в целом.

1. Ю.К. Розанов, П.А. Воронин, С.Е. Рывкин, Е.Е. Чаплыгин Справочник по силовой электронике. Под ред. Ю.К. Розанова. – М.: Издательский дом МЭИ, 2014. - 472с.
2. Суминов И., Белкин П., Эпельфельд А., Людин В., Крит Б., Борисов А., Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов в 2-х томах, Том II, М: Техносфера, 2011 – 512 с.
3. Yerokhin A.L., Nie X., Leyland A., Matthews A., Doney S.J., Plasma electrolysis for surface engineering, Surface and Coatings Technology, Volume 122, Issues 2–3, 15 December 1999, p. 73–93.
4. Zwicky F. Morphology of aerial propulsion. Helvetica Physica Acta. – 1948. – Vol. XXI. – Heft 5. – S. 299–340.
5. A. Bardenhagen, L. V. Gavrilina, B. M. Klimenko, M. A. Pecheykina, D. L. Rakov, I. N. Statnikov. A comprehensive approach to the structural synthesis and evaluation of engineering solutions in the design of transportation and technological systems. Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2017, Vol. 46, No. 5, pp. 453–462.
6. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В. Анализ и выбор технологических процессов и систем управления для эффективного синтеза микродуговых покрытий. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 1. С. 75-80.
7. Klimenko B., Rakov D. Analysis and synthesis of innovative engineering solutions and technologies based on advanced morphological approach. Advances in Intelligent Systems and Computing. 2018. Т. 658. С. 274-283.
8. Гаврилина Л.В., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю. Структурный синтез и анализ при разработке инновационных технологических процессов на базе прогрессивного морфологического подхода. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 4. С. 137-145
9. Митряева О.Е., Печейкина М.А., Раков Д.Л. Управление технологическими процессами при микродуговом оксидировании вентильных металлов. Мехатроника, автоматика и робототехника. 2018. № 2. С. 161
10. Клименко Б.М., Раков Д.Л., Торбек Ю. Устройство для нанесения покрытия микродуговым оксидированием вентильных металлов и сплавов. Патент на изобретение РФ 2413040 от 04.09.2008
11. Клименко Б.М., Клименко Т.А., Печейкина Ю.А., Раков Д.Л. Устройство для микродугового оксидирования. Патент на изобретение РФ 2613250. Дата регистрации: 24.06.2014. Дата публикации: 15.03.2017

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЛЕСОПРОМЫШЛЕННЫХ МАШИН

Пилюшина Г.А.

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; gal-pi2009@yandex.ru

В докладе рассмотрены особенности изнашивания базовых деталей лесопромышленных машин. Предложены конструкторско-технологические методы повышения износостойкости триботехнических узлов. Представлены результаты исследований и даны рекомендации эффективных способов и режимов обеспечения долговечности исследуемых деталей.

Введение.

Получения древесного сырья и производства изделий из древесины является важнейшей проблемой отечественного лесного комплекса. В то же время значительная доля производственных отказов лесопромышленных машин происходят из-за преждевременного износа ответственных деталей используемой техники. Во многом это обусловлено тем, что эксплуатация этих машин происходит в условиях приложения высоких динамических нагрузок, сопровождающихся ударами и вибрацией, при действии низких температур, абразивных и активных сред, что способствует повышенной интенсивности изнашивания деталей и узлов.

Износ приводит к значительному увеличению рабочих нагрузок, возрастанию энергозатрат при выполнении технологических операций, перегреву механизмов, нарушению герметичности гидравлических систем, и как следствие к снижению производительности техники и ее безопасной эксплуатации. Поэтому актуальным является разработка конструкторско-технологических методов обеспечения и эксплуатационного сохранения требуемого уровня триботехнических показателей деталей лесопромышленных машин на всех стадиях жизненного цикла [1,3].

Важным является возможность воссоздания производства отечественных конкурентоспособных машин лесного комплекса, особенно с учетом того, что производство таких машин в Российской Федерации в настоящее время практически отсутствует.

Целью работы является повышение эффективности работы внутренних конструктивных и внешних функциональных трибосистем оборудования лесного комплекса на основе увеличения их ресурса путем рационального применения материалов, совершенствования конструкции и технологий модификации поверхностных контактных слоев.

Выполненный обзор литературы и производственный анализ показал, что изнашивание деталей представляет сложный процесс, интенсивность и закономерности которого определяются характером фрикционного взаимодействия, комплексом характеристик и структурой поверхностных слоев материалов. А на износостойкость деталей существенное влияние оказывают условия их формирования и упрочнения. Однако имеющихся в литературе данных недостаточно для целесообразного назначения

методов и режимов обработки функциональных поверхностей деталей лесопромышленных машин, обеспечивающих значительное повышение их износостойкости.

В результате литературного обзора и производственных условий эксплуатации лесопромышленных машин были установлены трибосопряжения, лимитирующие их работоспособность и определены следующие объекты для исследований: вальцовые механизмы подачи, оснащенные шипами; ножи силового резания; функциональные поверхности опор скольжения; неподвижные разъемные соединения гидросистем.

Износостойкость подающих механизмов обусловлена особенностями трибомеханического сцепления рабочих элементов вальцов с древесиной, поэтому анализировался характер действующих сил и динамика их изменения, начиная с момента контакта отдельного шипа с заготовкой вплоть до прекращения их взаимодействия. Установлено, что взаимодействия шипа с обрабатываемым материалом носит ударный характер, а основным фактором обеспечения подачи заготовки является действие сил трения волокон древесины на боковые поверхности шипов, что приводит к достаточно интенсивному их изнашиванию. Кроме постепенного изнашивания наблюдается выкрашивание достаточно крупных микрообъемов вершинной части. В результате шипы теряют свою первоначальную геометрию, что приводит к проскальзыванию заготовок и потере подачи.

Срезание сучков ножами силового резания происходит в процессе надвигания ствола дерева на ножи. Для них также характерен ударный контакт с древесиной в начальный момент, затем они подвергаются действию сил резания и трения. При этом износ ножей происходит преимущественно за счет развития микротрещин, которые образуются в результате антиплоской деформации при приложении напряжений и удара о твердую древесину сучков.

Кроме того фрикционный контакт рабочих элементов подающих вальцов и сучкорезных устройств происходит в условиях действия сложной совокупности многочисленных механохимических факторов, определяемых, как состоянием контактирующих поверхностных слоев, так и загрязнениями, привнесенными из окружающей среды. Для выявления существа этих процессов рассматривался химический состав, структура и некоторые механические характеристики древесины и поверхностных слоев

металлических материалов, составляющих элементы пар трения. Учитывая, что древесина представляет собой сложный органический материал с активными химико-биологическими процессами, а в окружающей среде присутствует влага, минеральные вещества и биологические компоненты почвы, то в зоне фрикционного контакта деталей лесозаготовительных машин с заготовкой формируется особая триботехническая среда, оказывающая значительное влияние на интенсивность изнашивания конструктивных материалов [2, 3].

При этом в зоне трения реализуются электрохимические, химические и механические процессы, которые действуя в совокупности оказывают влияние друг на друга, усиливая и коррозию и механическое изнашивание, что можно характеризовать, как синергетический эффект.

При этом химическое и электрохимическое разрушение железоуглеродистых сплавов имеет в своей основе действие агрессивных составляющих триботехнической среды на пассивирующую (оксидную) пленку в наименее защищенных локальных участках металлической поверхности с последующим развитием питтинговой, интеркристаллитной или щелевой коррозии. При этом наблюдается развитие дефектов строения поверхностного слоя, происходящее по причине действия поверхностно-активных веществ, содержащихся в древесине, и вызывающих адсорбционное пластифицирование (эффект Ребиндера), что в облегчает повреждение оксидных пленок в процессе трения [5].

При реализации механического изнашивания железоуглеродистых сплавов поверхностное разрушение функциональных слоев происходит в виде постепенного изнашивания и изнашивания путем выкрашивания. Изнашивание путем выкрашивания развивается в результате роста микротрещин, имевшихся перед началом эксплуатации в прикромочных зонах, а также образовавшихся вследствие усталости материала в процессе работы.

Конструкторско-технологические методы.

Для обеспечения надежного сцепления подающих вальцов с древесиной и повышения их износостойкости бала рассчитана рациональная форма шипов на основе принципа самоорганизации фрикционного контакта, соответствующая форме «естественного» износа боковых поверхностей шипа [1]. Задание такой формы в процессе изготовления вальцов позволит повысить ресурс работы шипов в режиме нормального изнашивания.

На основании полученных значений нагрузок и изгибающих моментов, действующих в опасных сечениях осуществлялся целесообразный выбор материалов для изготовления деталей сучкорезно-протаскивающего механизма [4]. Для изготовления шипованных колец подающих вальцов был предложен высокопрочный чугун с шаровидным графитом, обладающий повышенной износостойкостью и ударной вязкостью. Для изготовления сучкорезных

ножей нами предложена сложнолегированная сталь, содержащая хром, никель, молибден, ванадий, алюминий и редкоземельные металлы, обладающая пониженным содержанием серы и фосфора.

Для решения задачи снижения адгезионного взаимодействия сучкорезных ножей с древесиной и минимизации сил трения предложена наплавка антифрикционных валиков, а также подача смазочного материала в зону среза.

Одним из слабых мест в конструкции манипуляторов лесозаготовительных машин являются шарнирные соединения, которые быстро выходят из строя по причине износа подшипников скольжения. Под действием высоких нагрузок происходит выдавливание смазки из зоны трения подшипников, что ведет к их интенсивному разрушению.

Для создания таких опор скольжения нами предложены композиционные материалы, состоящие из модифицированной древесины и введенной в нее металлической фазы [6]. Такие подшипники обладают повышенной износостойкостью, демпфирующей способностью, хорошей прирабатываемостью, способностью работать в абразивной среде, в условиях граничной смазки и при ее отсутствии. Нами были обоснованы их новые конструкции, обладающие более широкими возможностями управления функциональными характеристиками и технология их изготовления [7].

Предложены способы выполнения перспективных видов упрочняющей обработки, позволяющей достигнуть повышения износостойкости за счет оптимизации состояния функциональных поверхностных слоев. В частности предложен способ упрочняющей обработки шипов подающих вальцов пластическим деформированием гибким проволочным инструментом, позволяющим создать благоприятные значения шероховатости, остаточные сжимающие напряжения, а также выровнять структурную и геометрическую неоднородность на глубине до 0,2 мм. Для повышения износостойкости сучкорезных ножей предложено использовать электроискровое упрочнение, а также комбинированные методы обработки, сочетающие электроискровое воздействие и деформационное упрочнение, что позволяет формировать благоприятные напряжения сжатия в прикромочных зонах [2, 4].

В конструкциях гидроприводов лесопромышленных машин входит значительное количество неподвижных разъемных соединений, которые в процессе эксплуатации испытывают значительные вибрационные нагрузки из-за пульсации рабочей жидкости в гидросистеме. В зоне контакта деталей неподвижного соединения возникают микроперемещения, которые обуславливают протекание фреттинг-коррозии [8]. Кроме того, после разборки таких соединений, обеспечить плотность стыков практически невозможно из-за пластических деформаций материала, что приводят к разгерметизации соединений и утечке рабочей жидкости.

Чтобы обеспечить износостойкость, контактную жесткость, способность формирования плотных стыков при сборке соединения предложено в зоне контакта формировать защитные промежуточные слои, путем нанесения износостойких покрытий. Разработан способ, сочетающий химическое осаждение и газопламенное напыление на детали соединения, с последующей их аморфизирующей обработкой в среде, состоящей из 90% глицерина и 10% ледяной уксусной кислоты. При этом относительные микроперемещения реализуются внутри создаваемого слоя, обеспечивая тем самым высокий уровень герметичности и износостойкости [6].

Экспериментальные исследования.

Для проведения исследований предложенных конструкторско-технологических решений разработаны методики, подобрано и модернизировано соответствующие оборудование [1-7].

Для оценки рациональной геометрии шипов подающих валцов выполнялись исследования фрикционно-механического сцепления с древесиной. Установлено, что шипы, выполненные в форме «естественного износа» обеспечивают более надежное сцепление с древесиной в различных условиях эксплуатации, что позволяет рекомендовать выявленную рациональную геометрию подающих шипов к производственному использованию [4].

В результате экспериментальных исследований определены зависимости эксплуатационных параметров ножей на силовой процесс срезания сучков и динамика изнашивания режущих кромок. Подтверждена целесообразность наплавки антифрикционных валиков на переднюю, поверхность режущего клина и дана оценка живучести твердосмазочных материалов в зависимости от количества срезов. Выявлены оптимальные геометрические параметры сучкорезных ножей с наплавленными элементами для лубрикации.

Выполнены исследования коррозионно-механического изнашивания конструкционных материалов при их взаимодействии с древесиной, определены количественные составляющие коррозионного и механического изнашивания и установлен синергетический эффект [5].

С целью выявления рационального назначения рекомендуемых материалов и поверхностной упрочняющей обработки для повышения износостойкости деталей подающих устройств и сучкорезных ножей выполнялись исследования изнашивания конструкционных материалов древесиной в присутствии абразивно – жидкостных сред. В качестве изнашивающей среды использовались абразивно-кислотная суспензия.

Как и ожидалось, во всех случаях испытаний рекомендуемые материалы показали высокую износостойкость, что дает основание рекомендовать высокопрочный чугуны для изготовления подающих валцов и сложнотермически обработанную хромоникелевую сталь для изготовления сучкорезных ножей.

В следующей серии испытаний проводились исследования древесно-металлических подшипников скольжения на износостойкость в условиях граничной смазки и абразивно-масляной прослойки при постоянной, циклической и ударной нагрузке. В результате испытаний была подтверждена перспективность использования в поворотных устройствах манипуляторов древесно-металлических материалов с армирующими элементами в форме цилиндрических пружин или металлической сетки из медных сплавов. Такие вкладыши показали хорошие диссипативные характеристики [9].

Для подтверждения эффективности применения рекомендуемой технологии формирования защитно-герметизирующих покрытий неподвижных разъемных соединений были выполнены исследования на податливость жестких стыков, которые показали, что образцы с предложенными покрытиями по износостойкости превышают долговечность серийных образцов более чем в четыре раза [10].

Вывод.

Выполненные экспериментальные исследования и натурные испытания опытных образцов подтверждают перспективность предложенных конструкторско-технологических решений, что дает основание рекомендовать их для производственного использования.

1. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. Повышение работоспособности лесопильного оборудования//Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2007. № 4. С. 85-91.
2. Пилюшина Г.А. Повышение износостойкости деталей и инструментов деревообрабатывающего оборудования//Качество и жизнь. Москва, 2014. № 1. С. 44-50.
3. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Прусс Б.Н. Повышение износостойкости деталей узлов трения лесозаготовительной и деревообрабатывающей техники//Деревообрабатывающая промышленность. 2009. № 6. С. 15-16.
4. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. Возможности и перспективные пути повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса// Изв. высш. учеб. заведений. Лесн. журн. 2013. № 5. С. 129-141.
5. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Капустин В.В. Основы повышения износостойкости железоуглеродистых сплавов при коррозионно-механическом изнашивании//Вестник Брянского государственного технического университета. 2018. № 11 (72). С. 57-66.
6. Способ изготовления неподвижных разъемных соединений пат. № 2499171 МПК F16J 15/00 Рос. Федерация /Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Пыриков П.Г., Тяпин С.В.// Заявл.25.11.2011 Оpubл. 20.11.2013г, Бюл. № 32.
7. E.A. Pamfilov, E.V. Sheveleva, G.A. Pilyushina. Creating and Applying Antifriction Bearing Wood-Metal Materials//Journal of Friction and Wear, 2019, Vol. 40, No. 1, pp. 95-99.
8. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Пыриков П.Г. и др. Обеспечение работоспособности соединений гидросистем технологических машин//Системы. Методы. Технологии. Братск, 2012. №1 (13). С. 33-38
9. Пат. № 177912 РФ МПК F16C 33/04, 33/24 Подшипник скольжения./Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Осипов А.А.- № 177912 Заявл.13.06.2017. Оpubл. 15.03.2018г, Бюл. № 8.
10. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Тяпин С.В. Обеспечение герметичности разъемных соединений гидравлических систем технологических машин//Известия Самарского научного центра академии наук. Самара, т. 13, №4(3), 2011. С. 1170-1172.

ПОПЕРЕЧНОЕ ГОФРИРОВАНИЕ СТАЛЬНОГО ЛИСТА ВО ВРАЩАЮЩИХСЯ РОТОРАХ С ВЫСТУПАМИ

А.Г. Попов, В.А. Марковцев, М.А. Храмов

Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия, hramowmaksim@yandex.ru

В статье приводится описание новой технологии поперечного гофрирования стального листа во вращающихся роторах с выступами.

В настоящее время при возведении тоннелей, водопропускных систем и арочных мостов в дорожном строительстве широко используются сборные металлические гофрированные конструкции с пролетами от 5 до 25 м. Основным элементом этих металлоконструкций является стальной гофрированный изогнутый оцинкованный лист (СГЛ) шириной от 1000 до 1200 мм и толщиной от 3 до 6 мм, фото которого представлено на рис. 1.

Традиционное гофрирование плоского стального листа толщиной более 3 мм, производится штампами в специализированном гидравлическом прессе с последовательным формованием каждой волны гофра сначала в черновых, а затем в чистовых ручьях штампов [1]. В последующем, после пробивки отверстий, плоские гофрированные листы изгибаются в продольном направлении в роликовых гибочных установках, которые разрабатывает и производит АО «Ульяновский НИАТ». Традиционная технология гофрирования стального плоского листа характеризуется низкой производительностью (до 20 мин. на лист) и высокими трудозатратами

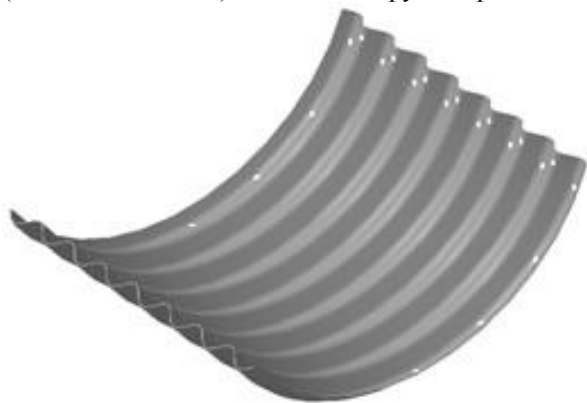


Рис. 1 Стальной гофрированный изогнутый оцинкованный лист (СГЛ) для изготовления металлических гофрированных конструкций.

Для повышения производительности и снижения затрат при изготовлении СГЛ предлагается использовать технологию роторного гофрирования стального плоского листа во вращающихся валках с выступами [2]. Даже по оценочным расчетам эта технология позволит повысить производительность производства СГЛ не менее чем в 3 раза.

Для определения перспектив технологии гофрирования стального плоского листа во вращающихся валках с выступами в АО «Ульяновский

НИАТ» изготовлен и испытан экспериментальный образец установки роторного гофрирования, схема которой представлена на рис. 2.

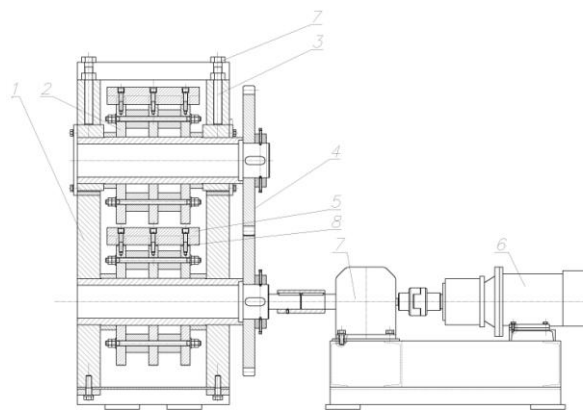


Рис. 2 Схема экспериментальной установки роторного гофрирования

Экспериментальная установка была разработана для исследования процессов гофрирования плоского стального листа шириной до 300 мм и толщиной h до 4 мм с возможностью регулирования зазора между деформирующими выступами 5 за счет изменения расстояния r между осями роторов 2 механизмом 8 и диаметра D_r ротора 2 с выступами 5 с помощью накладок 9. Привод вращающихся роторов 2 осуществляется через редуктор 7 регулируемый электродвигателем 6.

Основными объектами исследования являлись геометрические параметры плоских СГЛ, получаемых на экспериментальной установке из стальных листовых заготовок.

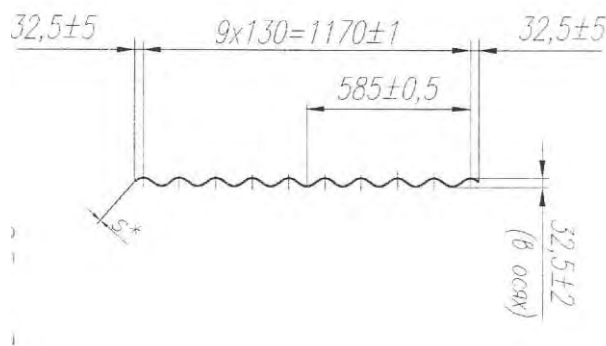


Рис. 3. Сечение типового плоского СГЛ для сборных металлических гофрированных конструкций.

На рис. 3 представлены требования по размерам типового представителя плоских СГЛ для дорожных металлических гофрированных конструкций [3].



Рис. 4. Образец плоского СГЛ, полученного на экспериментальной установке роторного гофрирования. А – длина волны; Н – амплитуда волны; В – толщина стенки СГЛ.

На рис.4 приведены геометрические параметры измеряемые на образцах СГЛ, полученных в экспериментальной установке роторного гофрирования. Данные измерений представлены в таблице. Измерения проводились при гофрировании листа из стали 09Г2С по ГОСТ 19281-73 шириной 185 ± 5 мм и длиной 1450 ± 100 мм.

Таблица 1. Результаты измерений параметров плоских СГЛ изготовленных на экспериментальной установке роторного гофрирования при разной толщине листа металла

Параметр СГЛ	Толщина исходного листа, h, мм		
	2,5	3	4
Длина волны, А, мм	130	128	126
Амплитуда волны, Н, мм	32	30	29
Толщина стенки, в, мм	2,2	2,7	3,6

Таблица 2. Результаты измерений параметров плоских СГЛ изготовленных на экспериментальной установке роторного гофрирования при разном диаметре ротора с выступами

Параметр СГЛ	Диаметр ротора с выступами, Др, мм		
	610	620	632
Длина волны, А, мм	122	124	130
Амплитуда волны, Н, мм	32	29	25
Толщина стенки, в, мм	2,5	3	4

Таблица 3. Результаты измерений параметров плоских СГЛ изготовленных на экспериментальной установке роторного гофрирования при разном расстоянии между осями роторов

Параметр СГЛ	Размер между осями роторов, р, мм		
	618	610	594
Длина волны, А, мм	122	125	126
Амплитуда волны, Н, мм	36	30	25
Толщина стенки, в, мм	2,5	3	4

Наряду с геометрическими параметрами были получены данные по нагрузке на регулируемый электродвигатель 6 (см. рис. 2) и время прохождения листа через экспериментальную установку роторного гофрирования.

1. www. gofrostal.ru - Сайт АО «Опытный завод «Гидромонтаж», Московская обл.
2. Патент № 106152 РФ МКИ В 21 D 13/04. Устройство для изготовления профилированного листа способом попеременного гофрирования / С.М. Анпилов – опубл. 10.07.2011. Бюл. № 19.
3. ВСН 176 – 76 Инструкция по проектированию и постройке металлических гофрированных водопропускных труб М.: ГУП ЦПП, 2001г. Машиностроение. 1980. 237 с.

ВЕРОЯТНОСТНОЕ ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРИ СТАТИСТИЧЕСКОЙ ОЦЕНКЕ ВИБРАЦИОННЫХ СИГНАЛОВ

Е.А. Правоторова¹, О.Б. Скворцов^{1,2}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; pravotorova@bk.ru

²Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия

Осуществляется оценка точности вероятностных характеристик вибрационных сигналов при использовании эргодической теории, позволяющей прогнозировать их поведение на основе измерения в относительно коротком промежутке времени. Результаты можно использовать при разработке систем мониторинга, диагностики и прогнозирования состояния оборудования.

Прогнозирование возможных отказов промышленного оборудования является наиболее востребованной, но и наиболее сложной функцией современных систем мониторинга оборудования. Одним из наиболее перспективных направлений при прогнозировании является использование вибрационного мониторинга оборудования. Вибрационный мониторинг, как показано на рис. 1, является наиболее распространенным методом контроля состояния оборудования [1].

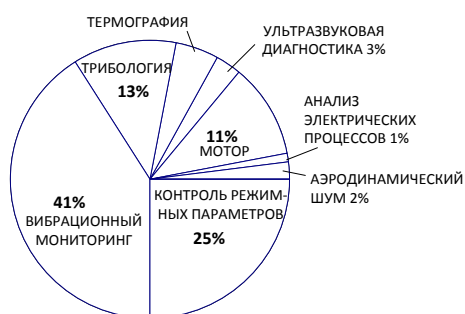


Рис. 1. Доля различных методов контроля, используемых в системах мониторинга оборудования

Вибрационный контроль состояния такого широкого класса оборудования как роторные узлы и агрегаты всегда был ориентирован на диагностирование их состояния по результатам измерения интенсивности вибрации [2]. Такая методика не ориентирована на учет разрушающего действия вибрации, которая сама может быть причиной зарождения и развития дефектов, что может привести к аварийным ситуациям. Главное отличие принципов положенных в основу прогнозирования состояния оборудования по результатам вибрационного контроля является учет временного фактора при анализе изменений вибрации во времени, прежде всего, в виде тренда уровней интенсивности вибрации. Особенности применения прогнозирования состояния оборудования по результатам вибрационных измерений приведены в ГОСТ Р ИСО 13381-1-2016. Существенно, как отмечено в данном документе, что получаемые при прогнозировании результаты носят вероятностный характер и характеризуются доверительным уровнем количественным показателем сте-

пени правильности диагноза или прогноза. Основная задача прогнозирования определение вероятного времени возникновения аварийной ситуации, которая может привести к чрезвычайной ситуации на контролируемом объекте, что нашло отражение в ГОСТ 22.1.01-97 и ГОСТ Р 22.0.05-94. Часто отказ может провоцировать развитие вторичных повреждений или разрушений. Процессы развития аварийной ситуации в соответствии с ГОСТ Р ИСО 13381-1-2016 можно проиллюстрирован рис. 2.

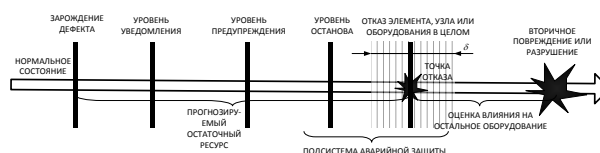


Рис. 2. Процесс развития неисправности

Поэтому действие системы мониторинга может иметь существенное значение не только на интервале времени допустимой эксплуатации, но и во время развития аварии и непосредственно после нее. В этом случае система мониторинга фиксирует происходящее, выполняет функции «черного ящика».

Системы прогнозирования с использованием контроля тренда оценок вибрации, построены на использовании предположения, что развитие дефекта сопровождается ростом, связанного с этим параметра вибрации связанного с этим дефектом. В большинстве систем контроля вибрации основным контролируемым параметром для временного интервала такой оценки Δt_i является среднее квадратичное значение скорости V_{RMS} для вибрационного сигнала. Поскольку текущие оценки $V_{RMS}(\Delta t_i)$, также как и большинство других характеристик вибрационного процесса являются случайными, оценку вибрации выполняют по результатам скользящей оценки их среднего значения:

$$\bar{V}_{RMS} = \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} V_{RMS}(\Delta t_i)$$

или, что более предпочтительно в соответствии с ГОСТ Р 56646-2015, оценки их максимального значения $V_{max_{RMS}} = \max(V_{RMS})$.

Рост оценок уровня вибрации по мере развития дефекта является распространенным, но не обязательным вариантом. В ряде случаев развитие дефек-

тов может сопровождаться даже снижением уровня вибрации (например, дефекты железа сердечника трансформаторов или некоторые дефекты подшипников качения). Эта особенность иллюстрируется зависимостями, представленными на рис. 3 и 4, соответствующими данными полученными в [3].

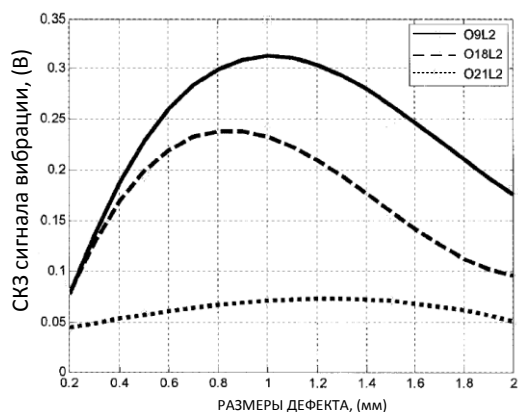


Рис. 3 Изменение среднеквадратичной оценки интенсивности вибрации по мере развития дефекта

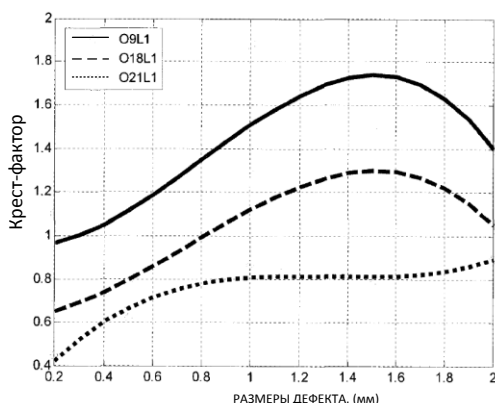


Рис. 4 Изменение отношения гармонических составляющих интенсивности вибрации (крест-фактора) по мере развития дефекта

Также распространена ситуация, когда средняя или максимальная оценка уровня вибрации в пределах погрешностей измерения остается практически постоянной и методика прогнозирования по тренду оказывается неэффективной.

С учетом изложенного, вибрационный мониторинг эффективен на ранних стадиях обнаружения дефектов. По мере развития повреждения, как это показано на рис. 5, проявляются и другие физические признаки [4]. Такие дополнительные признаки приближения аварийной ситуации также могут быть приняты во внимание при прогнозировании отказа. Еще более важно отслеживать такие изменения для реализации системы противоаварийной защиты (СПАЗ). Такая защита должна работать на этапах развития повреждения близких к моменту аварии. Необходимость СПАЗ связана с вероятностью быстрого развития процесса отказа на всех этапах про-

цесса эксплуатации оборудования.

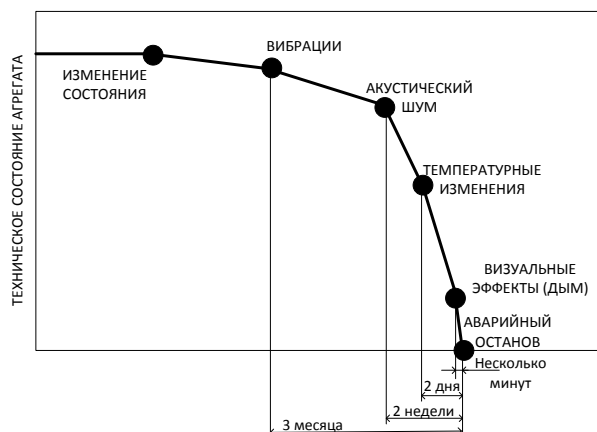


Рис. 5 Проявление дополнительных признаков в процессе развития неисправности

Вероятность такого отказа увеличивается по мере износа оборудования. Такой износ обычно не принимают во внимание в случае обслуживания оборудования с использованием стратегии плано-предупредительного обслуживания или проведения обслуживания с учетом фактического состояния. При таких стратегиях обслуживания [5] зависимость интенсивности отказов от времени эксплуатации принимает вид, показанный на рис. 6.

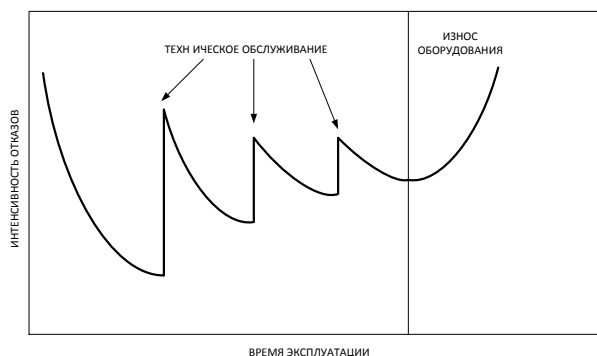


Рис. 6 Процесс развития неисправности

Для этой зависимости изменения состояния в процессе эксплуатации на локальных временных интервалах можно рассматривать как случайные изменения при наличии общей тенденции повышения интенсивности отказов. Если на коротких временных интервалах важным является обеспечение эффективной работы СПАЗ. На локальных интервалах наиболее важной является функция диагностики неисправностей. На длительных временных интервалах наиболее важной функцией становится прогнозирование работы оборудования в условиях развития его износа. При таком подходе к прогнозированию оно может быть ориентировано не на контроль текущего уровня интенсивности вибрации, но и принимать во внимание результаты исследований по вибрационной прочности. Оценки вибрационной прочности основаны на исследовании мало-, много- и сверхмного-циклового усталости на всех этапах жизнен-

ного цикла оборудования [6].

В условиях случайных изменений вибрационного состояния на длительных временных интервалах существенным является количественная оценка действующей вибрации. При таких условиях есть основания принятия гипотезы об эргодическом характере процессов вибрации [7].

Для эргодических процессов вибрации ранее были получены [8] оценки доверительной вероятности P , точности ε и количества n необходимых выборочных значений в соответствии с выражениями:

$$\varepsilon = t_p \frac{\sigma}{\sqrt{n}}$$

и

$$n = \frac{t_p^2 \sigma^2}{\varepsilon^2}$$

где t_p – определяется для заданной вероятности из таблицы нормальных распределений; σ - среднее квадратичное отклонение оценок.

Связь между статистическими параметрами таких оценок показана на рис. 7.

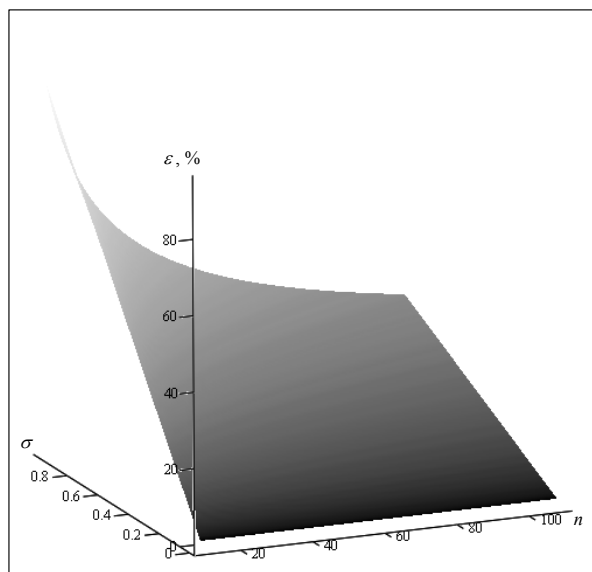


Рис. 7. Зависимость погрешностей оценки для эргодического процесса от числа n выборок и их средних квадратичных отклонений σ

Практическая реализация функции прогнозирования предполагает выполнение измерений на длительных временных интервалах, накопления данных о таких измерениях в соответствующей базе данных и их последующий анализ с использованием результатов анализа вибрационной прочности для аналогов контролируемого оборудования. При этом функции СПАЗ целесообразно реализовать непосредственно в модуле сбора данных системы мониторинга, который располагается в непосредственной близости к оборудованию и подключен к системе промышленного интернета вещей (IIoT), как показано на рис.8.

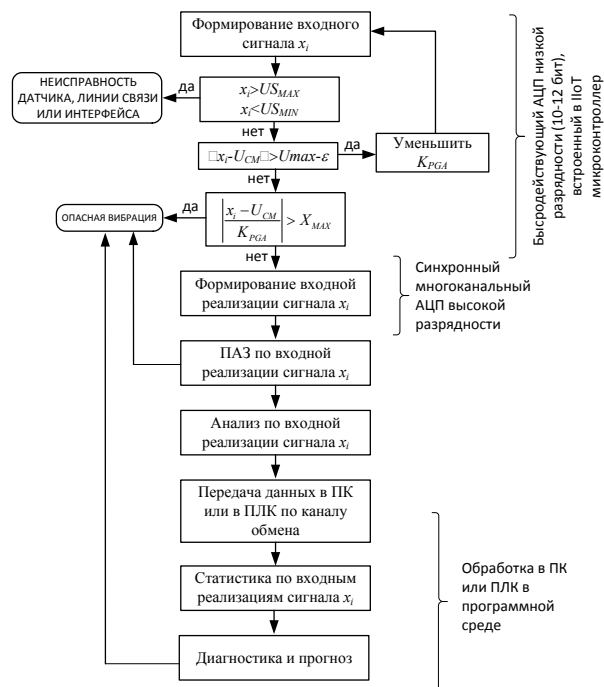


Рис. 8. Распределение функций СПАЗ, диагностики и прогнозирования между микроконтроллером модуля сбора данных и программой обработкой на персональном компьютере (ПК) или программируемом логическом контроллере (ПЛК)

- Gubran A. Vibration diagnosis of blades of rotating machines // A thesis University of Manchester. 2015. 28 c.
- Рунов Б.Т. Исследование и устранение вибрации паровых турбоагрегатов. М.: Энергоиздат. 1982. 352 с.
- Rezaei A. Fault Detection and Diagnosis on the Rolling Element Bearing// Ottawa, Ontario. September 2007. 143 c.
- Patricia Henríquez, Jesús B. Alonso, Miguel A. Ferrer, and Carlos M. Travieso Review of automatic fault diagnosis systems using audio and vibration signals // IEEE transactions on systems, man, and cybernetics: systems. 2014. 12 c.
- Bo Zhang Condition monitoring of a fan using neural networks // A thesis Laurentian university Sudbury, Ontario, Canada, 2014 – 106 c.
- Скворцов О.Б. Системы противоаварийной защиты по вибрации роторного оборудования // Системы управления полным жизненным циклом высокотехнологичной продукции в машиностроении: новые источники роста : Всероссийская научно-практическая конференция: материалы конференции / Москва: Издательство МГУ им. Н. Э. Баумана, 2018. 149–153.
- Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Использование эргодической теории при решении задач оценки вибрации машин и механизмов // XIII Всероссийское совещание по проблемам управления ВСПУ-2019: Труды [Электронный ресурс] 17-20 июня 2019 г., -М.: ИПУ РАН, 2019. С. 2786–2790.
- Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Вопросы точности статистической оценки вибрационных сигналов при использовании эргодической теории // Научные труды 4-ой Международной научно-технической конференции, посвященной 80-летию ИМАШ РАН, «Живучесть и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ-2018). – М.: Ижевск: Институт компьютерных исследований. 2018. С.222–224.

РАЗРАБОТКА ПЕРЕМЕШИВАЮЩЕГО УСТРОЙСТВА С НЕРАВНОМЕРНЫМ ДВИЖЕНИЕМ РАБОЧЕГО ОРГАНА

А.А. Приходько¹, А.А. Коптева²

¹Кубанский государственный технологический университет, Краснодар, Россия; sannic92@gmail.com

²Московский государственный университет технологий и управления им. К.Г. Разумовского, Москва, Россия

Проведен структурный синтез зубчатого механизма с эллиптическими колесами, реализующего неравномерное движение рабочего органа перемешивающего устройства. Определены передаточная функция и функция положения синтезированного механизма. Показано, что коэффициент неравномерности движения выходного звена механизма и рабочего органа перемешивающего устройства зависит от эксцентриситета эллиптических зубчатых колес.

Перемешивание в жидких средах широко применяется в различных отраслях промышленности: пищевой, химической, нефтеперерабатывающей, строительной и многих других [1]. Реакторы с механическими перемешивающими устройствами являются наиболее распространенным типом оборудования для реализации различных физических, химических, тепловых и массообменных процессов [2, 3]. Как известно [4], традиционные аппараты с вращательным движением рабочего органа зачастую не позволяют обеспечить требуемую интенсивность перемешивания, поэтому одной из перспективных и актуальных задач является разработка простых и надежных исполнительных механизмов перемешивающих устройств, задающих неравномерные законы движения мешалки.

Известны планетарные смесители, рабочий орган которых совершает циклическое движение во всем объеме реактора [5]. Такие аппараты эффективны при смешивании сыпучих компонентов, при приготовлении сред с высокой и средней вязкостью. Однако при перемешивании жидких сред планетарный исполнительный механизм может контактировать с продуктом перемешивания, что приводит к загрязнению продукта и снижению надежности привода.

Вышеуказанного недостатка лишены смесители, в которых выходное звено исполнительного механизма соединено с корпусом через вращательную кинематическую пару. Повышение интенсивности перемешивания в таких устройствах возможно за счет изменения угловой скорости рабочего органа. В [6] предложен зубчато-рычажный привод перемешивающего устройства со сложным законом движения мешалки. Он более эффективен по сравнению с традиционными аппаратами, надежен, и может использоваться в реакторах под давлением и вакуумом. Однако, синтез и проектирование таких устройств является достаточно сложной задачей, при этом использование рычажных механизмов увеличивает габариты передачи.

Для устранения указанных недостатков предлагается синтезировать зубчатый механизм перемешивающего устройства с неравномерным движением рабочего органа.

Структурный синтез исполнительного механизма проведем с использованием следующей

структурной математической модели [7]:

$$\begin{cases} p = \frac{1}{2} \left(\sum_{t=T-j}^2 t n_t + S \right); \\ n = \sum_{t=T-j}^2 n_t; \\ W = \sum_{i=1}^{\Pi-1} i p_i - k \Pi; \\ k = p - n; \\ p = \sum_{i=1}^{\Pi-1} p_i; \\ T \leq k + 1, \end{cases} \quad (1)$$

где p – общее число кинематических пар; T – количество вершин базового звена; t – число вершин звеньев; n – общее число подвижных звеньев; n_t – число подвижных звеньев с t вершинами; p_i – число кинематических пар i -той подвижности; k – число независимых замкнутых контуров; Π – подвижность пространства, в котором синтезируется механизм; S – число присоединений к стойке; i, j – целочисленные индексы.

Сформулируем начальные условия синтеза. Перемешивающее устройство имеет один привод, поэтому подвижность будущего механизма равна единице ($W=1$). Пусть механизм существует в трехподвижном пространстве ($\Pi=3$), имеет один независимый замкнутый контур ($k=1$), двухвершинное базовое звено ($T=2$), одно- и двухподвижные кинематические пары (p_1, p_2). После подстановки начальных условий в математическую модель (1), получим:

$$\begin{cases} p = \frac{1}{2} (2n_2 + S); \\ n = n_2; \\ 1 = 2p_2 + p_1 - 3; \\ 1 = p - n; \\ p = p_1 + p_2 \\ 2 \leq 2. \end{cases} \quad (2)$$

Решая полученную систему уравнений (2), получим следующее положительное целочисленное решение: $p_1 = 2, p_2 = 1, p = 3, n = n_2 = 2, S = 2$. Построим схему зубчатой передачи, соответствующей

данному решению (рис. 1). Так как целью работы является синтез механизма с неравномерным движением выходного звена, используем эллиптические зубчатые колеса.

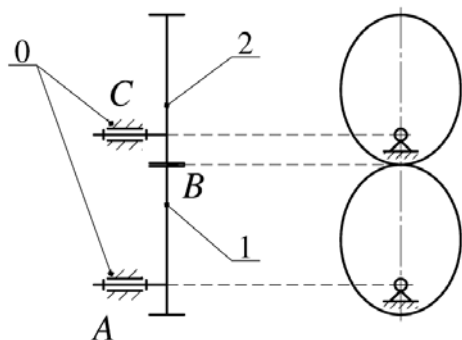


Рис. 1. Структурная схема зубчатого механизма

Синтезированный механизм (рис. 1) имеет: две одноподвижные (A , C) и одну двухподвижную (B) кинематические пары, два двухвершинных звена (звенья 1, 2), два присоединения к стойке 0. Таким образом, разработанная схема полностью соответствует полученному решению.

Передаточное отношение такого механизма, в соответствии с [8, 9], определяется следующим образом:

$$u_{21} = \frac{\omega_2}{\omega_1} = \frac{1 - e^2}{1 - 2e \cos \varphi_1 + e^2}, \quad (3)$$

где φ_1 – угол поворота входного звена (ведущего колеса); ω_1 , ω_2 – угловые скорости ведущего и ведомого колес; e – эксцентриситет пары эллиптических зубчатых колес.

Анализ (3) показывает, что передаточное отношение механизма является периодической функцией с постоянной составляющей. Характер данной функции зависит от эксцентриситета e пары эллиптических зубчатых колес.

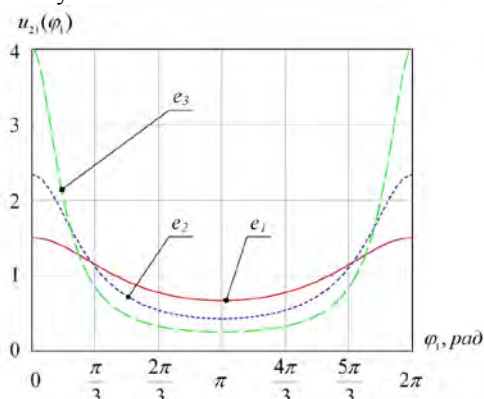


Рис. 2. Передаточные функции зубчатых механизмов с эллиптическими колесами: $e_1=0.2$, $e_2=0.4$, $e_3=0.6$

Как видно из графиков на рисунке 2, увеличение эксцентриситета повышает неравномерность движения выходного звена и, таким образом, закрепленного на нем рабочего органа. Проинтегрировав

передаточную функцию по углу поворота входного звена, получим функцию угла поворота выходного звена (рис. 3).

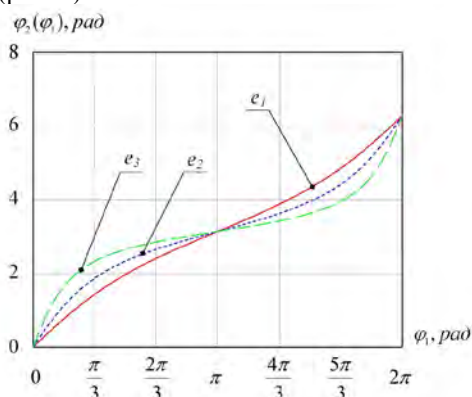


Рис. 3. Функции положения зубчатых механизмов с эллиптическими колесами: $e_1=0.2$, $e_2=0.4$, $e_3=0.6$

Таким образом, соединив входное звено синтезированного зубчатого исполнительного механизма с двигателем, а на выходном закрепив рабочий орган и поместив в реактор, получим перемешивающее устройство с неравномерным законом движения мешалки. Механизмы с невысоким коэффициентом неравномерности движения могут применяться в аппаратах для перемешивания вязких и сухих компонентов, а для жидких сред рекомендуются большие значения неравномерности, реализующие турбулентный режим движения в реакторе.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ и администрации Краснодарского края в рамках научного проекта № 19-41-233002.

1. Prikhod'ko A.A., Smelyagin A.I. Investigation of power consumption in a mixing device with swinging movement of the actuating element // Chemical and Petroleum Engineering. 2018. Т. 54. № 3–4. С. 150–155.
2. Брагинский Л.Н., Бегачев В.И., Барабаш В.М. Перемешивание в жидких средах: Физические основы и инженерные методы расчета. Л.: Химия, 1884. 336 с.
3. Hemrajani R., Tatterson G. Mechanically Stirred Vessels. Handbook of Industrial Mixing: Science and Practice. Hoboken: John Wiley & Sons Inc., 2004. С. 345–390.
4. Мудров А.Г. Конструкции и модель смешения в аппаратах с мешалкой // Известия КГАСУ. 2018. №1. С. 226–233.
5. Пожбелко В.И., Ковнацкий А.В. Создание планетарных вибрационных смесителей автоколебательного типа с уравновешенными сателлитами // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». 2007. № 11. С. 36–41.
6. Торубаров Н.Н., Малышев Р.М. Перемешивающие устройства со сложным законом движения мешалок // Известия МГТУ «МАМИ». 2014. № 2 (20). С. 88–91.
7. Смелягин А.И. Теория механизмов и машин. М.-Новосибирск: Инфра-М, 2006. 262 с.
8. Литвин Ф.Л. Некруглые зубчатые колеса. М.; Л, 1956. 312 с.
9. Приходько А.А., Смелягин А.И. Кинематический анализ планетарного зубчатого механизма преобразования вращательного движения в возвратно-вращательное // Изв. вузов. Машиностроение. 2016. № 12. С. 21–27.

ОЦЕНКА ТВЕРДОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ УПРОЧНЕННОЙ ЗАЩИТНЫМ ПОКРЫТИЕМ

М.С. Пугачев, Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; pugachevmax@mail.ru

В работе описана методика определения истинной твердости материала покрытия и эффективной (композиционной) твердости упрочненной твердыми защитными покрытиями, имеющими высокие остаточные напряжения. Данный способ определения твердости упрочненных поверхностей может быть использован при контроле качества и воспроизводимости технологии создания деталей с защитными покрытиями, в том числе и для узлов трения.

Введение

В современном машиностроении широко используются различные методы упрочнения поверхности изделий и, в частности, технологии получения защитных покрытий на основе использования методов воздействия на поверхность высококонцентрированными потоками энергии и вещества. Эти технологии позволяют получать качественные тонкие твердые покрытия на основе тугоплавких химических соединений. Характерной особенностью технологии получения таких покрытий является формирование остаточных напряжений, которые оказывают существенное влияние на дальнейшую эксплуатацию изделий с такими покрытиями. Прочность поверхностного слоя будет определяться наличием и видом в нем остаточных напряжений. Необходимо избегать появления в деталях остаточных напряжений того же знака, что и напряжения от эксплуатационных нагрузок.

Состояние вопроса

Оценка механических характеристик таких поверхностных слоев и, в первую очередь, твердость (микротвердость) покрытий осуществляется методами инструментального индентирования и склерометрирования [1].

В процессе инструментального индентирования нагрузка и глубина индентирования регистрируются при повышении нагрузки. После достижения максимальной нагрузки, система автоматического управления процессом индентирования прекращает нагружение и производит плавное снижение нагрузки с регистрацией глубины отпечатка. Для компактных материалов максимальная глубина внедрения для конкретной нагрузки приводит к возможности расчета как твердости материала образца. Для получения аналитических зависимостей для твердых тел с топокомпозитным строением (слоистая система типа тонкое покрытие - подложка) следует учитывать совместное влияние механических характеристик материала основы и покрытия на характер кривых нагружения и разгрузки.

Результатом измерения твердости упрочненных поверхностей при инструментальном индентировании является величина композиционной твердости, отличающаяся, порой существенно, от значения истинной твердости покрытия и подложки.

При глубинах внедрения алмазного индентора, составляющих $1/8 - 1/10$ часть толщины покрытия считается возможным говорить об истинной твердости материала покрытия [1].

Возникает проблема в оценке качества тонких и твердых покрытий, ведь на результаты измерений микротвердости будет влиять, помимо материала основы, величина и вид остаточных напряжений, что затрудняет определять истинные значения твердости и сравнить по значениям твердости покрытия одного состава, но полученные при различных режимах нанесения [2].

Целью работы являлась разработка технологии снятия остаточных напряжений в покрытии перед измерением микротвердости упрочненной поверхности методом инструментального индентирования

Решение проблемы

Для снятия остаточных напряжений в покрытии в области получения отпечатка от индентирования в изделии с тонким твердым покрытием предлагается проведение следующей технологической процедуры:

- провести измерение толщины покрытия h на упрочненной поверхности изделия;

- исходя из геометрии идеального пирамидального индентора рассчитать размер диагонали d_h индентора на расстоянии s , равном толщине покрытия, от кончика индентора.

- прорезать в покрытии перпендикулярно поверхности две идентичные по ширине и длине прорези глубиной, равной не менее толщины покрытия в локальном месте исследуемой поверхности изделия с покрытием. Расстояние l между прорезями должно быть, не менее чем утроенная величина рассчитанной диагонали dh , но не более, чем в четыре раза ее превышающая.

$$3dh \leq l < 4dh \quad (1)$$

Операция создания прорезей в локальной области покрытия предусматривает возможность применение в качестве альтернативных вариантов параллельных прорезей, использование прямолинейных прорезей, сходящихся под углом друг к другу или криволинейных, в том числе кольцевых рис.1 [3].

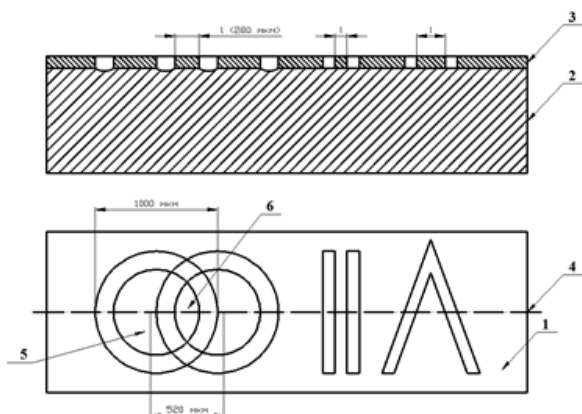


Рис. 1. Вид возможных прорезей поверхностного слоя с получением разных по размерам площадок покрытия. 1 – образец (изделие), 2 – подложка, 3 – тонкое покрытие, 4 – ось смещения трубчатого сверла, 5 – площадка покрытия с большим размером, 6 – площадка покрытия с меньшим размером

Образец с подготовленной таким образом исследуемой поверхностью поместить в прибор твердомер и провести индентирование по методу инструментального индентирования. Для этого:

- совместить локальное место с прорезями относительно вершины пирамидального индентора микротвердомера таким образом, что бы при дальнейшем нагружении индентора, кончик индентора попал в центр исследуемой локальной области между двумя прорезями;

- записать диаграмму внедрения (кривую нагружения и кривую разгрузки) в соответствие с методикой [1]. Нагружение вести до достижения глубины внедрения s близкой или равной толщине покрытия;

- рассчитать текущие значения твердости HV_i материала поверхностного слоя по известным формулам [1]:

- для четырехгранной пирамиды с квадратным основанием (пирамида Виккерса):

$$HV_i = \frac{P_i}{26,43s_i^2} \quad (2)$$

- для трехгранной пирамиды с основанием в виде равностороннего треугольника (пирамида Берковича):

$$HV_i = \frac{P_i}{26,44s_i^2} \quad (3)$$

- на основе, полученных из экспериментов на внедрение в поверхность с покрытием, массива данных по твердостям и соответствующим им глубинам внедрения строится кривая зависимости $HV_i = \varphi(s_i)$ в координатах $HV_i - s_i$ или кривая зависимости $HV_i = \varphi(s_i/h)$ в координатах $HV_i - (s_i/h)$;

- в области значений глубины внедрения полученного графика от $\sim 0,1 h$ до $\sim 1 h$ кривая $HV_i = \varphi(s_i)$ являлась кривой изменения зависимости композиционной твердости поверхности с

покрытием, с учетом отсутствия остаточных напряжений в покрытии;

- в диапазоне значений глубины внедрения $(0,08 - 0,1) h$ значение твердости на кривой $HV_i = \varphi(s_i)$ свидетельствовали об истинной твердости покрытия, с учетом отсутствия остаточных напряжений в покрытии.

Материалы и методика исследования

В качестве объекта исследований использовались покрытия, полученные магнетронным распылением в вакууме: покрытие нитрида титана на подложке из алюминиевого сплава Д16Т и покрытие нитрида алюминия на подложке из стали 12Х18Н10Т.

Толщина покрытия измерялась профилометром S3P (Germany) путем сканирования ступеньки, создаваемой в результате локального экранирования обрабатываемой поверхности металлическим экраном в процессе напыления. толщина покрытия составляла 10 мкм в обоих случаях.

Инструментальное индентирование производилось с помощью микротвердомера ПМТЗ с индентором в виде пирамиды Виккерса:

- процедуру индентирования в исследуемую область поверхности проводили по методу восстановленного отпечатка путем ступенчатого повышения величины нагрузки;

- записывали значения нагрузки P_i на каждой ступени нагружения с фиксацией среднего значения диагонали отпечатка d_i (по результатам измерения двух диагоналей отпечатка); Ступенчатое нагружение вели до достижения диагонали отпечатка значения равное или близкое d_h ;

- рассчитывали на каждой ступени глубину внедрения s_i по формулам:

- для четырехгранной пирамиды с квадратным основанием (пирамида Виккерса):

$$s_i = d_i / 7,$$

- рассчитывали текущие значения твердости HV_i материала поверхностного слоя

У всех исследуемых в данной работе образцов инструментальным индентированием определялась исходная эффективная микротвердость, которая менялась по глубине покрытия от максимального значения на поверхности до минимального, ближе к подложке (рис. 3, 4 кривая 1).

Для определения истинной твердости исследуемых покрытий необходимо рассчитать размер l (локальной области) площадки для освобождения от остаточных напряжений. Для этого определяли максимальный размер диагонали отпечатка соответствующей толщине покрытия. Рассчитывали характеристический размер l по формуле (1). В нашем случае он составлял максимум 280 мкм. Затем высверливали покрытие (см. рис.1 и рис. 2) до подложки (основы) трубчатым сверлом с алмазным абразивом на торце с внешним диаметром 1 мм при этом внутренний диаметр приблизительно составлял 0,8 мм. Для получения необходимого диаметра внутренней площадки 6 покрытия оставшегося

после сверления параллельно перемещали сверло вдоль одной оси 4, меняя расстояние между центрами сверления. Для получения внутренней площадки 6 с покрытием с поперечным размером по оси в 280 мкм, необходимо чтобы расстояние между центрами сверления составляло приблизительно 520 мкм (зависит от биения патрона с трубчатым сверлом).

После сверления образец помещался в твердомер и выбиралось место измерения твердости центр площадки с покрытием 6. Проводили измерения твердости на глубине от 0,9 до 1 толщины покрытия. Для каждой диагонали отпечатка и соответственно глубины внедрения индентора создавалась своя площадка 5 или 6 с рассчитанным размером между прорезями. После высверливания убеждались, чтобы площадка с покрытием 6 не имеет трещин и повреждений на поверхности.



Рис. 2. Засверливание покрытия алмазным сверлом: а - x50, б - x100.

Результаты и обсуждение

На рис. 3, 4 приведены результаты измерений истинной твердости покрытия и композиционной твердости поверхности с покрытием для всех исследуемых в данной работе образцов с покрытиями.

Согласно рис. 3 на поверхности исходного покрытия присутствовали напряжения растяжения, т.к. после сверления микротвердость повысилась, причем это справедливо только до середины толщины покрытия. При глубине внедрения индентора более 5 мкм микротвердость практически не менялась, что позволяло предположить об отсутствии остаточных напряжений на глубине ниже середины покрытия или их уравниванием напряжениями, существующими в подложке. На рис. 4 исходное покрытие также содержало напряжения растяжения, но уже по всей глубине.

Полученный эффект изменения микротвердости объясняется уменьшением влияния остаточных напряжений действующих снаружи площадки на оставшуюся поверхность покрытия внутри площадки. Размер площадки выбран исходя из возможности её максимального минимизирования, при этом, исключая действие напряжений вносимых вырезкой и возможность стесненного деформирования от наличия материала, затрудняющего его деформацию при внедрении индентора.

Приведенные ниже зависимости подтверждают известное утверждение, что наибольшие остаточные напряжения действуют на поверхности покрытия, это видно по большим расхождениям между твер-

достью исходной и после сверления при низкой нагрузке и малые расхождения при высокой.

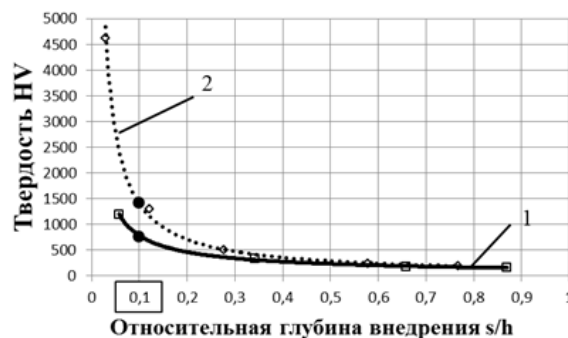


Рис. 3. Зависимость твердости TiN покрытия от относительной глубины внедрения индентора. 1 – исходная, 2 – после освобождения покрытия от остаточных напряжений, • – значения истинной твердости покрытия.

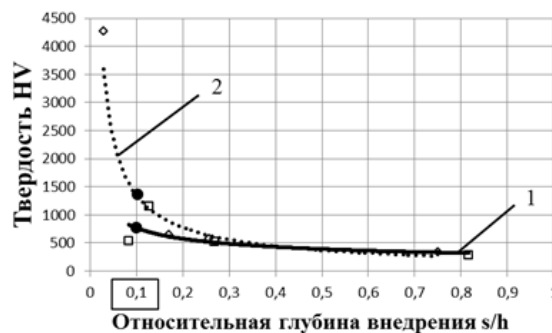


Рис. 4. Зависимость твердости TiAlN покрытия от относительной глубины внедрения индентора. 1 – исходная, 2 – после освобождения покрытия от остаточных напряжений, • – значения истинной твердости покрытия.

Выводы

Предложенная в работе методика позволяет оценивать истинную твердость материала покрытия и эффективную (композиционную) твердость, а также проводить сравнение между собой покрытия, имеющие высокие остаточные напряжения в поверхностном слое.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014–2020 годы», Соглашение №075-15-2019-045 от 03.06.2019 г, проект RFMEFI60717X0166.

1. ISO 14577-4:2007. Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters . Part 4: Test method for metallic and non-metallic coatings. 2007, -32p.
2. Воронин Н.А. Актуальные проблемы создания топокомпозиционных триботехнического назначения // Известия Самарского научного центра Российской академии наук, т. 13, №4(3), 2011, с. 695-698.
3. Способ определения твердости покрытия на изделии : пат. 2698474 Рос. Федерация : МПК G01N 3/46.

ОБОСНОВАНИЕ ПОСТАНОВКИ ЗАДАЧИ ОБ ИДЕНТИФИКАЦИИ ПРЕИМУЩЕСТВЕННОГО МЕХАНИЗМА МАСЛОСНАБЖЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ЦИЛИНДРОПОРШНЕВОЙ ГРУППЫ БЫСТРОХОДНЫХ ДВС

С.В. Путинцев¹, С.С. Пилацкая²

¹Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

²Институт машиноведения им. А.А. Благоднарова РАН, Москва, Россия; sofya.pilatskaya@yandex.ru

Вступление

В подавляющем большинстве быстроходных поршневых бензиновых ДВС и дизелей применяется комбинированная система смазки, в которой поступление смазочного материала (моторного масла) к трущимся парам осуществляется как принудительно, под действием создаваемого масляным насосом давления, так и свободно - в результате самотека масла в поле сил тяжести и осаждения из паров, образующихся при аэрации и разбрызгивании масла из специальных отверстий в деталях и зазорах подшипников скольжения. В правильно спроектированной и нормально работающей комбинированной системе смазки проблем с качеством масло-снабжения, рассматриваемого как обеспечение регулярной, адресной, достаточной и согласованной по количеству с нагруженностью деталей подачи смазочного материала в зоны трения, как правило, не возникает.

Проблемы, и притом, серьезные, в форме натиров, повышенного износа, роста потерь на трение, расхода масла на угар и, даже задира наиболее нагруженных деталей, таких как поршень, поршневые кольца, подшипники коленчатого распределительного валов возникают в случае нарушения функционирования хотя бы одного из звеньев, составляющих указанную выше цепь признаков качества масло-снабжения.

Анализ отказов, наблюдаемых в эксплуатации и при испытаниях быстроходных четырехтактных ДВС автотракторного типа [1-3] показывает, что основной причиной указанных выше проблем является появление так называемого масляного голодания, т.е. дефицита или недостаточности минимально необходимого для обеспечения штатной работы смазываемого узла трения количества моторного масла в основных узлах трения двигателя. К основным узлам трения по признаку нагруженности следует отнести сопряжения:

- поршень-цилиндр;
- поршневое кольцо-цилиндр;
- шатунная шейка-вкладыши;
- коренная шейка-вкладыши;
- распределительный вал-опора.

Поскольку в комбинированной системе смазки три последних из вышеуказанных сопряжений смазываются принудительно под давлением, то возникающие проблемы масло-снабжения в них обуславливаются чаще всего возникновением той или иной

аварийной ситуации, например: пробоя масляного картера (утечки масла); непроходимости масла через сетку маслозаборника вследствие забивания последней смолами и загрязнениями; отсутствия своевременного поступления масла в зоны трения из-за высокой вязкости, обусловленной длительным охлаждением масла перед пуском в зимнее время; засорения маслоподводящих каналов стружкой или продуктами износа деталей; выхода из строя масляного насоса и т.п.

Однако, кроме этих, носящих в целом случайный характер, причин масляного дефицита, в ДВС с традиционным кривошипно-шатунным механизмом (КШМ) имеют место и системные причины, провоцирующие появление аномального характера масло-снабжения сопряжений. Сказанное касается, главным образом, тех сопряжений, масло-снабжение которых в рамках комбинированной системы смазки быстроходных ДВС не может (или серьезно осложнено) быть осуществленным под давлением. К этим сопряжениям относятся указанные выше пары трения "поршень-цилиндр" и "поршневое кольцо-цилиндр", т.е. детали, которые составляют так называемую ЦПГ - цилиндропоршневую группу ДВС.

Основной механизм смазывания деталей ЦПГ быстроходных ДВС принято связывать с масляным туманом [4-7], вместе с тем тщательные наблюдения и экспертиза деталей ЦПГ после длительной эксплуатации заставляют поставить под сомнение не только единственность, но и справедливость этого утверждения [8, 9].

В данной работе кратко представлены некоторые результаты анализа, показывающие существование неравномерности распределения смазочного материала в плоскости действия боковой силы поршня и намечающие пути преодоления этой аномалии на основе согласования количества подаваемого в зону трения масла и зон омыwania маслом деталей с характером кинематики и динамики деталей ЦПГ.

Цель

Цель исследования состоит в выявлении преимущественного механизма попадания моторного масла на стенки цилиндра ДВС с традиционным КШМ и поиска на этой основе способов улучшения качества масло-снабжения деталей ЦПГ.

Методом исследования на рассматриваемом начальном этапе являлся анализ силовых факторов, действующих на цилиндр и вызывающих неравномерность нагружения и износа внутренней трущейся поверхности цилиндра в плоскости качания шатуна, а также обзор выполненных конструкций ЦПГ и комбинированных систем смазки быстроходных ДВС.

Результаты и их обсуждение

При эксплуатации быстроходных ДВС наблюдается ярко выраженная асимметрия износа и степени фрикционных повреждений поверхностей как цилиндра, так и поршня по разные стороны плоскости качания шатуна, что даже привело к обозначению этих сторон по признаку действия на них максимального за рабочий цикл ДВС значения боковой силы поршня N как нагруженная (Н) и ненагруженная (НН) стороны цилиндра и поршня - рис. 1.



Рис.1. Вид Н- (слева) и НН сторон юбки одного и того же поршня автомобильного двигателя после эксплуатации

Для устранения этой нежелательной с точки зрения надежности ДВС асимметрии изнашивания и повреждения трущихся поверхностей деталей ЦПГ следует либо устранить существующую асимметрию характера боковой силы поршня, что практически невозможно в рамках традиционной схемы КШМ, либо целенаправленно изменить схему маслоснабжения ЦПГ.

Гипотеза о том, что маслоснабжение деталей ЦПГ с традиционным КШМ обуславливается конденсацией капель масла из масляного тумана, не согласуется с экспериментально наблюдаемой картиной неравномерного распределения работы силы трения (температурных полей) на Н- и НН сторонах стенки цилиндра при прокрутке поршневого четырехтактного двигателя без сжатия, сгорания и принудительного охлаждения (рис.2), т.е. при условиях, когда боковая силы трения N имеет строго симметричный характер изменения по тактам рабочего цикла, обусловленный симметричностью изменения силы инерции поршня и сменой сторон его прилегания к цилиндру (рис.3), а также симметричностью силы трения поршня и комплекта его поршневых колец (рис.4).

Так, симметричный характер распределения боковой силы по Н и НН сторонам стенки цилиндра, а также вызванное действием этой силы трение поршня в совокупности с трением поршневых колец в условиях смазки равномерно распределенным по

объему внутреннего пространства цилиндра масляным конденсатом должно было бы вызвать строго симметричную картину распределения температурных полей трения по высоте указанных сторон стенки цилиндра, что, однако, не подтверждается авторскими результатами многократно проведенных экспериментов, представленных, в частности, на рис.2.

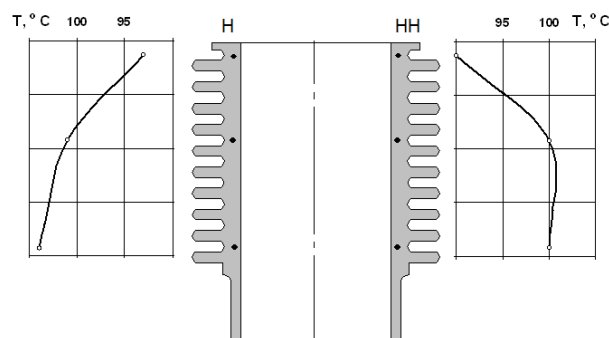


Рис.2. Экспериментально полученное распределение в плоскости качания шатуна обусловленных трением поршня с кольцами температур стенки цилиндра ДВС при прокрутке без сжатия, сгорания и принудительного охлаждения

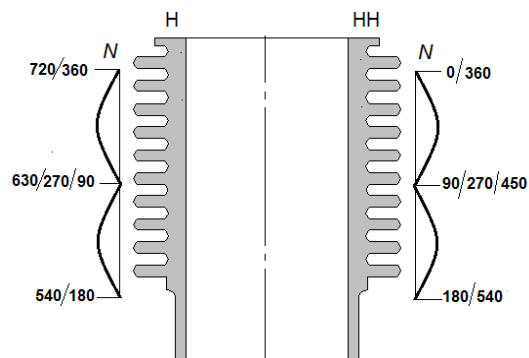


Рис.3. Характер распределения боковой силы поршня N по высоте Н и НН сторон стенки цилиндра в течение четырех ходов поршня при прокрутке согласно условиям, указанным на рис.2 (0...720 - характерные значения угла поворота коленчатого вала в мертвых точках и при максимальной скорости поршня)

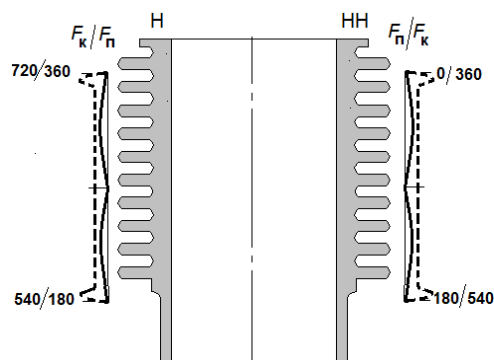


Рис.4. Характер распределения сил трения поршня F_n и поршневых колец F_k по высоте Н и НН сторон стенки цилиндра в течение четырех ходов поршня при прокрутке

Эти факты указывают на то, что кроме масляного тумана существуют еще некие механизмы маслоснабжения, которые вносят асимметрию в распределение работы трения и, стало быть, в тепловыделение в стенку цилиндра в зоне действия боковой силы поршня (плоскости качания шатуна).

Анализ работ по конструкции ДВС и результатов их испытаний [10-16] показывает, что такими источниками могут быть:

-заброс на стенки цилиндра струй масла. вылетающих из зазоров вращающегося шатунного подшипника коленчатого вала - рис.5, а;

-подача в зону деталей ЦПГ струй масла из специальных масляных отверстий в головках или стержне шатуна - рис.5, б;

-маслоснабжение через специальные дренажные отверстия в стенке юбки поршня - рис.5, в;

-попадание в зазор поршня с цилиндром отраженных от стенок поршня струй масла, истекающих из форсунки масляного охлаждения поршня, расположенной в нижней части перегородки блока (при условии наличия струйно-масляного охлаждения поршня) - рис.6.

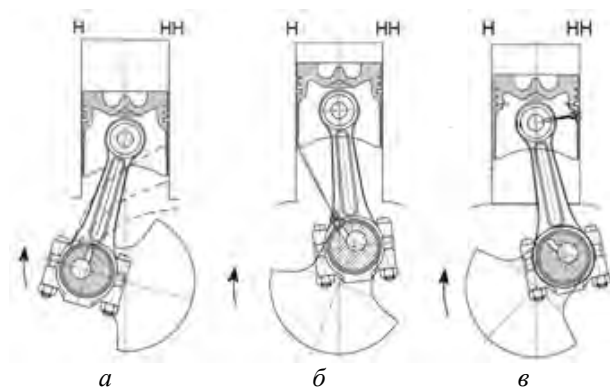


Рис.5. Попадание масла на стенки цилиндра за счет инерционного выброса струй из зазоров вращающегося шатунного подшипника коленчатого вала (а); из маслоподающих отверстий в шатуне (б) и через маслосборные отверстия в стенке юбки поршня (в)

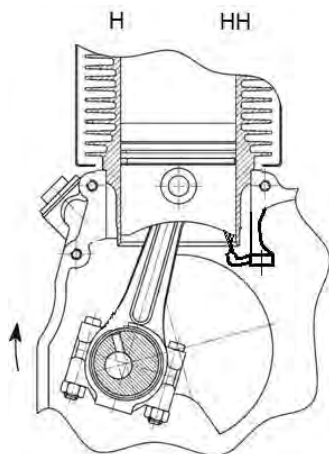


Рис.6. Источник маслоснабжения ЦПГ - струйно-масляное охлаждение поршня

Заключение

Обзор литературных и патентных источников свидетельствует о том, что идентификация маслоснабжения, т.е. выявление его преимущественного механизма, исследование этого механизма и адаптация его к условиям кинематики и динамики деталей ЦПГ до сих пор является малоизученным аспектом конструирования, разработка которого в каждом случае несет в себе большие резервы повышения энергоэффективности существующих и вновь создаваемых быстроходных ДВС.

1. Хрулев А.Э. Ремонт двигателей зарубежных автомобилей. - М.: Издательство "За рулем", 2000. — 440 с.
2. Повреждения поршней. Как выявить и устранить их. Техническая брошюра MS Motor Service International GmbH, 2006.-105 с.
3. Поршень в общем и в частности [Электронный ресурс]- URL: http://www.ab-engine.ru/abs/12_04_piston.html. (Дата обращения: 03.10.2019).
4. Pistons and engine testing // I. Binder, K. Bing, Th. Deuss a.o. - Stuttgart: Mahle GmbH (Ed.), 2012.-284 pp.
5. Автомобильные и тракторные двигатели: Учебник для вузов/И.М. Ленин, А.В. Костров, О.М. Малашкин и др.; Под ред. И.М. Ленина.-Изд. 2-е, доп. и перераб.-М.: Высшая школа, 1976.-Ч.1. Теория двигателей и системы их топливоподачи.-368с.
6. Тракторные дизели: Справочник/Б.А. Взоров, А.В. Адамович, А.Г. Арабян и др.; Под общ. ред. Б.А. Взорова.- М.: Машиностроение, 1981.-535с.
7. Двигатели внутреннего сгорания. Системы поршневых и комбинированных двигателей: Учеб. для вузов /СИ. Ефимов, Н.А. Иващенко, В.И. Ивин и др.; Под общ. ред. А.С. Орлина, М.Г. Круглова. 3-е изд., перераб.и доп. - М.: Машиностроение, 1985. - 456 с.
8. Путинцев С.В. Анализ и постановка задачи маслоснабжения цилиндра четырехтактного поршневого двигателя / С.В. Путинцев // Тракторы и сельхозмашины. - 2015. - № 11. - С. 24-24.
9. Путинцев С.В., Агеев А.Г. Экспериментальная оценка малых изменений механических потерь в условиях стендовых моторных испытаний // Известия вузов. Машиностроение - 2014. -№7(652). – С.69-75.
10. Двигатели внутреннего сгорания. Энциклопедия Т. IV-14 / Л.В. Грехов, Н.А. Иващенко, В.А. Марков и др.; Под общ. ред. А.А. Александрова и Н.А. Иващенко. - М.: Машиностроение, 2013. - 784 с.
11. Татарников А.П. Разработка свободнопоршневой энергоустановки на базе двухтактного двигателя и линейных электрических машин // Международное научное периодическое издание «Новая наука: Стратегии и Векторы развития». – 2016. – С. 256.
12. Гусельников К.В. Автономная система подачи масла в двигатель внутреннего сгорания // Инновационные тенденции развития российской науки. Часть I: мат-лы XI международ. науч.-практ. конф. молод. учен. (10-11 апреля 2018 г.) – Красноярск, 2018. – С. 172.
13. Шекунов Е.А. Устройство военной автомобильной техники: учебное пособие — М.: Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2017. — 314 с
14. Obert P. The influence of oil supply and cylinder liner temperature on friction, wear and scuffing behavior of piston ring cylinder liner contacts—A new model test //Tribology International. – 2016. – № 94. – С.306-314.
15. Senzer E. B. Oil transport inside the oil control ring groove and its interaction with surrounding areas in internal combustion engines: – Massachusetts Institute of Technology, 2012.
16. Guo Y. B. et al. Analysis of piston ring lubrication with different lubricant supply //Advanced Materials Research. – Trans Tech Publications, 2011. – № 199. – С.700-706.

APPLY OF ADVANCED MORPHOLOGICAL APPROACH FOR CREATION OF INNOVATIVE TECHNOLOGIES AND ENGINEERING SYSTEMS

D.Rakov¹, A.Bardenhagen²

¹Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia, rdl@mail.ru

²Institut für Luft- und Raumfahrt, TU Berlin, Germany

This paper presents an advanced morphological approach supporting designers and developers in their search, synthesis and analysis of innovative engineering and technological solutions. Key goal is to find a solution space of possible variants with the potential to fulfill the top level systems requirements. Implementation and usage of cluster analysis, set theory, and set of rules allows identifying the clusters of innovative solutions.

Introduction.

One of the key stages within the aircraft design process is the conceptual design phase, considered to be the most difficult engineering phase. Its success depends to a great extent on the expertise of the designer.

This paper presents the advanced morphological approach as a numerical technique for the systematic synthesis of new engineering (ES) and technological systems (TS). The process covers the analysis of the underlying problem structure as well as the appropriate synthesis and modelling during conceptual design phase. The specifics of structural synthesis consist of the discreteness of variables, the presence of conditionally logical limitations and the need to work with multiple conflicting criteria. The purposeful variation of characteristic values for configurations variants improves the initial ones. Key objective is to find a solution space of configurations with the potential to fulfil the top level requirements. Implementation and usage of cluster analysis, set theory, set of rules allows to identify the clusters of innovative aircraft configurations combining high performance potential with robustness regarding requirement changes and design uncertainties. The specifics of structural synthesis tasks consist of the discreteness of variables and presence of conditionally logical limitations. To this we will add the need to work with multiple conflicting criteria. The essence of project research consists in the purposeful alteration of characteristic values for variants improving the initial ones. The very notion of “the best” in project tasks is undefined and vague, since a number of criteria are not quantifiable and/or conflict with each other. The main difficulty in the search for a designed of an ES is the uncertainty of the results due to incomplete information on evaluation criteria [1,2].

Conceptual design stage.

The primary use case in this paper is to find a solution space of configurations with reduced environmental impact, e.g. reduced fuel consumption, noise and higher energy efficiency, thus maximizing the gain of energy efficient systems based on morphing configurations. Main topics of the case studies are the systematic analysis of interactions and the consequent usage of parametric optimisation as well as experimental

investigations to verify the significant potential of the proposed approach compared to other methods in use. The scientific problem studied in the present paper could be described as “interaction of structure and parametric optimization in the design of energy efficient flight systems with morphing properties”. This article shall provide theoretical and technical guidelines for the engineering application of the proposed advanced morphological approach for innovative flight systems especially in the conceptual design of energy efficient aircraft.

One of the key stages in the aircraft design process is the conceptual design phase. Conceptual design is considered to be the most difficult engineering design phase, with its success depending to a great extent on the expertise of the designer. Automation and “intellectualization” of some aspects of this phase would be of immense practical benefit [3]. During the conceptual phase, the designer must devise an initial design which (a) incorporates “working principles” or physical solutions for all required “essential” features of the problem and which (b) has been evaluated to be acceptable and feasible [4]. This is the phase of the design process “that makes the greatest demands on the designer, and where there is the most scope for striking improvements and where the most important decisions are taken”[5].

Therefore, conceptual design is the fundamental and indispensable forerunner of the more detailed design phases. It is well known that the right design concept is the key factor influencing the majority of product life-cycle cost and defines the level of product innovation. But an excellent detailed design based upon a poor and inappropriate design concept can never compensate the shortcomings of that concept. Conceptual design is the first and early phase of the design process, involving the generation of solutions, of engineering concepts and of design principles to satisfy the functional requirements for a given design problem. As more than only one solution of a problem exists, improved designs can be identified within the defined design space if the set of potential engineering solution can be enlarged compared to present possibilities [6]. As shown in Fig. 1 the largest information uncertainty exists during the concept phase and then decreases towards the development

phase.

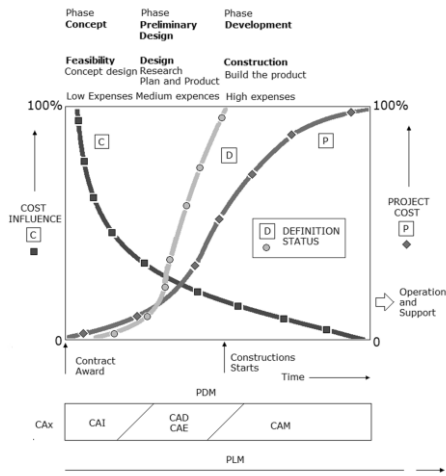


Fig. 1. Change in project cost, cost influence and uncertainty of information during project execution

The accumulated project costs are minimal at the concept stage, but the impact of engineering solutions decided during this phase is maximal. Typically, the conceptual design phase absorbs only around 5% but determines around 70% of the total project cost (Fig.2). Therefore, the conceptual design is the basic phase of design process. Computer Aided Innovation (CAI), which can be considered as part of knowledge-based engineering [7], supports identification and evaluation of ES during conceptual design [8].

The more variants of ES are analyzed, the higher are the quality of the study and the confidence to achieve the project requirements and objectives. For this reason, the choice and the consideration of alternative variants is the main task of the design process.

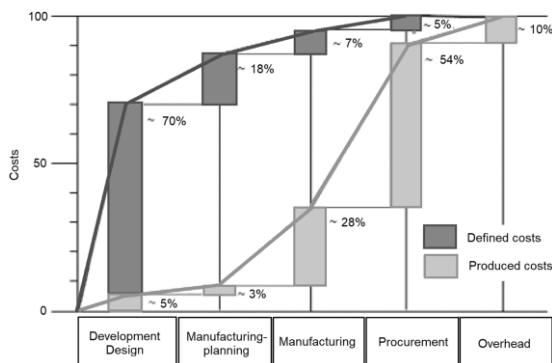


Fig. 2. Dependence of cost, information and solutions corrections at various project stages (Source: Airbus, Design To Cost, Hamburg 1990).

The great uncertainty of information during conceptual design leads to a consideration of “crude” models and multi variant design solutions, i.e., parallel processing of a number of alternative variants. Such a detailed system and mathematical study needs to reproduce the interaction of external and internal factors during the design process. The automation of the process

itself create patterns in the solution space influenced by the defining process characteristics.

Investigations for the aircraft systems.

The Advanced Morphological Approach (AMA) was used for the research [9,10]. The number of potential roles for unmanned aircraft systems (UAS) systems is legion, especially in the civil field. The demands defined by the customer lead to system requirements which determine principally the shape, size, performance and costs of the air vehicle, but also of the overall UAS operating system. Some of the more important parameters involved, beginning with the air vehicle, are briefly discussed below [11]. The complete morphological matrix contains in total 248,832 potential UAS variants. First, 12,000 variants are generated using random selection. 256 best variants identified by experts (~2% of the 12,000) are selected for analysis and grouped into 16 clusters (fig. 3). For the clustering a geometric approach based on the compactness hypothesis is used. The solution space contains also the 15 reference variants (fig. 4) [12].

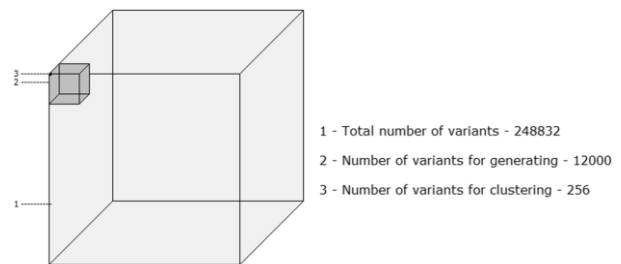


Fig. 3. Generated and choice variants

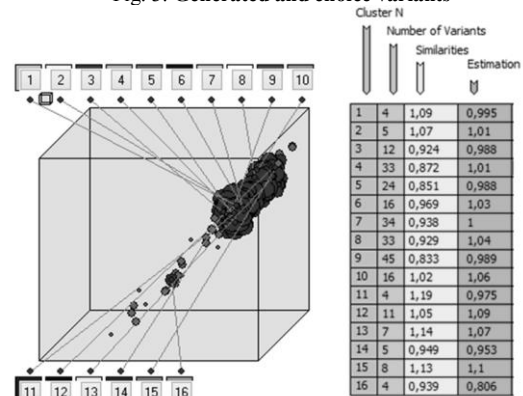


Fig. 4. Solutions space with 16 Clusters

AMA for flight system configurations with folding wings (problem statement)

Possible aircraft configurations with folded wings are investigated. A morphological matrix is constructed containing 27648 potential and reference variants. Among the reference variants are configurations proposed by Boeing and Airbus. Upon analysis, the following conclusions about prospective lines of investigation in these field can be drawn:

Supposed to study morphing configurations using the properties of the environment. It is assumed that this will lead to an increase in the energy efficiency of the studied systems, to an increase in reliability and to completely new configurations (Fig.5,6).

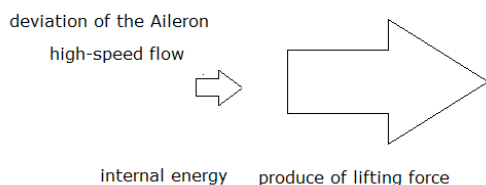


Fig. 5. The use of energy from the external environment

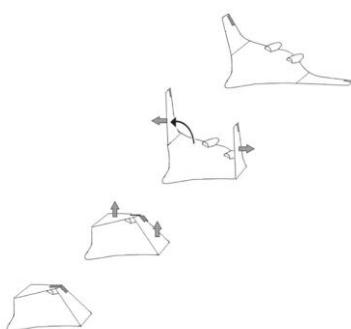


Fig. 6. The use of velocity head during flight for morphing

Conclusions.

The methods to generalize the process of designing the “best” aircraft configuration on conceptual level lead to the conclusion that a lot of experience is necessary to solve problems during the creation of new systems.

Existing approaches and techniques are applicable mainly for solving parametric modelling and optimization and cannot be used for structural synthesis. They allow to identify the problem, to formulate the purpose and objectives of the investigations.

To improve the quality and efficiency of work in the creation of new systems, a new advanced morphological approach of structural analysis and synthesis of structural solutions in aerospace activity is proposed. It allows to search for new engineering solutions during the conceptual design phase, to form clusters of options, to generate a set of pre-optimal options, to choose the most rational variants and to compare them.

The AMA is based on classical morphological approach, system and cluster analysis. The structural synthesis determines hereinafter the parametric methods and optimization.

As the approach has a generic character it is possible to apply it systematically to identify robust solutions for complex engineering challenges.

A major aim of the presented approach is the

systematic expansion of the number of potential solutions of engineering problems, their clustering and the efficient selection during the solution space synthesis, in order to increase the number of possible innovative solutions in engineering design. The technique demonstrates in two case studies the power of the approach for generating design concepts.

In addition to the above, the proposed approach clarifies and arranges the structuration of the decision task. The validity of decision-making increases and multitude of variants among which the selection is carried out is broadened. This enables the improvement of the quality of developed engineering systems.

As explained the AMA method depends on expert votes and judgements. When several experts are involved their vote follow a statistic distribution which can be used to include probabilistic approaches into the AMA to define new rules for clustering based on the vote’s uncertainties and to include these uncertainties within the whole AMA process.

1. Grote K., Antonsson E. Springer Handbook of Mechanical Engineering, 2011.
2. Fagnoli M., Troisi R., Rovida E. The morphological Matrix: Tool for the Development of innovative Design Solutions, 4th International Conference on Axiomatic design, ICAD, June 13-16, 2006, Florence, Italy
3. French M. Conceptual design for engineers. Springer, Berlin Heidelberg New York, 2nd edn, 1985.
4. Potter S., Culley S.J., Darlington M.J., Chawdhry P. K. Automatic conceptual design using experience-derived heuristics. Research in Engineering Design. Volume 14, No. 3. Springer, London. 2003, pp.131-144.
5. Bardenhagen A., Pecheykina M., Rakov D. Advanced Morphological Approach for Knowledge-Based Engineering (KBE) in Aerospace. AIMEE2018 2018. Advances in Intelligent Systems and Computing, vol 902. Springer, Cham. pp 495-505.
6. Pahl G., Beitz W.: Engineering design – a systematic approach. Springer, Berlin Heidelberg New York, 1996.
7. Chakrabarti A., Bligh T. P. An Approach to Functional Synthesis of Solutions in Mechanical Conceptual Design. Part I: Introduction and Knowledge Representation Engineering Design Centre. UK Research in Engineering Design. pp. 127-141, 1994.
8. Kendal S.L.; Creen, M. An introduction to knowledge engineering, London: Springer, 2007.
9. Rakov, D. Morphological Synthesis Method of the Search for Promising Technical Systems/ IEEE Aerospace and Electronic Systems magazine, 1996, Seattle, pp.3-8.
10. Bardenhagen, L. V. Gavrilina, B. M. Klimenko, M. A. Pecheykina, D. L. Rakov, I. N. Statnikov. A comprehensive approach to the structural synthesis and evaluation of engineering solutions in the design of transportation and technological systems. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. Allerton Press, Inc., 2017, Vol. 46, No. 5, pp. 453–462.
11. Reg Austin. Unmanned Aircraft Systems: UAVS Design, Development and Deployment. Wiley, 2010.
12. Bardenhagen A., Rakov D. Advanced morphological approach in Aerospace design during conceptual stage. Online First article, accepted for publication in Facta Universitatis. 2019.

МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ ПОДХОД ДЛЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Д.Л. Раков¹, Р.Ю. Сухоруков¹, Л.В. Гаврилина¹, М.А. Печейкина², О.Е. Митряева²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; rdl@mail.ru

²Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия

В докладе рассматриваются вопросы использования морфологического подхода для создания, сравнения и обоснования выбора технологических процессов. Приводятся два примера использования такого подхода. Разработанный на базе подхода метод позволил расширить ряд потенциальных вариантов, провести кластеризацию и осуществить эффективный выбор ряда технологических решений:

Введение.

При заданных ресурсах (затратах) эффективность создаваемых технологических систем (ТС) определяется прогрессивностью нововведений, которые закладываются на стадии анализа и синтеза технологических решений (ТР). Синтез и обоснование параметров ТС в основном осуществляется на этапах технического предложения и эскизного проекта. Согласно [1], в перечень работ, выполненных на этой стадии, входят:

- выявление вариантов возможных ТР и их проработка. Глубина такой проработки должна быть достаточной для сравнительной оценки рассматриваемых ТР;
- проверка вариантов на патентную чистоту и конкурентоспособность, оформление заявок на изобретения;
- сравнительная оценка рассматриваемых вариантов. Сравнение проводится по показателям качества изделия.

Общепринятых правил по описанию ТС не существует, они являются следствием общей модели исследования. Для анализа и синтеза новых инновационных решений в настоящее время широко развиваются методы САИ (computer-aided innovation) – методы компьютерной поддержки разработчиков при выборе и оценке инновационных технологических решений [2,3].

Морфологический подход для синтеза технологических решений.

Для синтеза и оценки ТР может быть эффективно использован морфологический подход [4-6]. Он заключается в построении морфологической матрицы (ММ), заполнении ее возможными альтернативными вариантами и в выборе из всего множества комбинаций наилучших решений. Необходимо генерировать морфологическое множество решений - описание потенциально возможных решений данной задачи. Морфологический подход базируется на комбинаторном принципе поиска решений и обоснован в работах Ф.Цвикки [4].

Морфологические методы по частоте

использования занимают первое место среди дискурсивных подходов. Так, согласно статистике, собранной немецкими исследователями, количество всех фирм использующих морфологию составляет более 40%, при этом их регулярно используют более 20% [5]. Область применения возможна для технических и технологических задач поиска новых решений [6,7,8].

Прогрессивный морфологический подход (ПМП) является развитием известных морфологических методов и основан на кластерном анализе и теории множеств, составлении набора правил для максимизации потенциального уровня разрабатываемых технологий [9].

Согласно ПМП в упрощенном виде процедура генерации и сравнения ТР осуществляется последовательным выполнением ряда процедур. Вначале формируется ММ из известных решений, проектов, патентов [4]. В ММ заносятся несколько опорных ТР, выбирается ряд критериев, которым присваиваются экспертным путем балльные оценки. В дальнейшем генерируется некоторое количество альтернатив и формируется морфологическое пространство решений, которое разбивается на кластеры. Сначала исследуются варианты ТР кластера, в котором находятся лучшие варианты. В дальнейшем проводят разработку других кластеров. С опорными вариантами сравниваются ТР, выясняется возможность их улучшений [8].

Предложенный подход применялся для синтеза и оценки ряда технологий и технических решений, в частности для анализа и оценки инновационных технологических процессов для газотурбинных двигателей [10]. Исследовался процесс формообразования заготовок для ответственных деталей (полых валов, дисков) газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых и титановых сплавов в изотермических условиях. [11,12]. В результате была определена наиболее эффективная технология изготовления изделий методом раскатки заготовок в изотермических условиях, обеспечивающая регламентированную структуру материала, высокие механические свойства и КИМ. В данной статье приведены конкретные примеры применения подхода – при выборе режимов технологических процессов для установок

микродугового оксидирования и при синтезе технологических решений для технологий переработки пенополиуретанов.

Анализ и выбор технологий для установок микродугового оксидирования.

Существует ряд новых технологий, позволяющих получать покрытия с многофункциональными свойствами. Одним из прогрессивных методов является метод микродугового оксидирования (МДО) [13]. Суть метода заключается в формировании на поверхности детали в условиях воздействия микродуговых разрядов высокопрочного износостойкого покрытия, состоящего из корунда (на алюминиевых сплавах).

Для оценки вариантов при помощи экспертных оценок была составлена ММ со следующими признаками – режимы нанесения покрытий, применяемые электролиты, используемые материалы, управление процессом нанесения, частотное регулирование и т.д. [14-16]. В дальнейшем был выбран ряд критериев, характеризующих конструктивные и экономические показатели ТР, а именно – стоимость установки и технологического процесса, твердость и толщина покрытия, экологичность, энергопотребление, управление процессом, вес установки. Далее экспертным путем назначаются весовые коэффициенты на базе метода приписывания баллов, имеющего преимущество в выборе свободы действий перед методами ранжирования. В ММ были также занесены двенадцать опорных вариантов ТР. В дальнейшем каждой альтернативе проставлялись балльные оценки по каждому критерию. Были сгенерированы 1648 вариантов и отобрано 256 для дальнейшей кластеризации (рис. 1). Все варианты были рассчитаны на меру сходства.

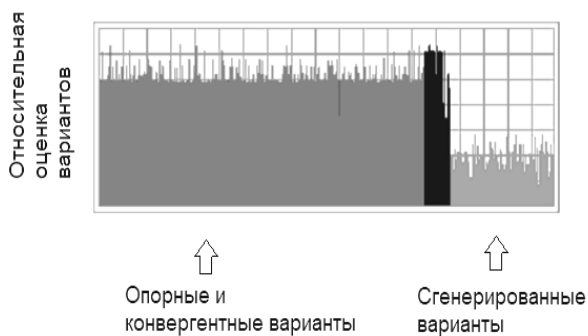


Рис. 1. Генерация и отбор вариантов (экранная форма).

Из 256 сгенерированных и отобранных вариантов были сформированы 9 кластеров, содержащих сходные технологические решения. Среди всех кластеров наиболее высокую оценку (на 14%, чем средняя оценка) имеет кластер № 9 (рис. 2), который в первую очередь исследовался.

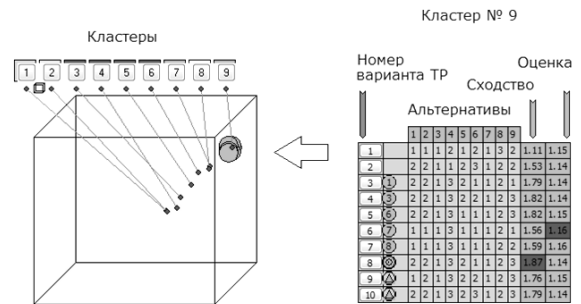


Рис. 2. Расположение опорных ТР в поле решений (экранная форма).

Варианты 9 и 10 (улучшаемое ТР) с высокими уровнями сходства и оценками находятся в этом кластере и характеризуются высоким техническим уровнем. Варианты 5 и 6 с высокими экономическими параметрами были исключены из-за невозможности управления процессами нанесения покрытий. Наиболее типичным ТР кластера является вариант 8. Но после дополнительного анализа данное ТР было скорректировано, т.к. из-за используемого исключительно анодного режима невозможно получить твердые керамические покрытия большой толщины.

Специфической особенностью опорных вариантов и большинства вариантов данного кластера является управление протекающими технологическими процессами при помощи биполярных транзисторов с изолированным затвором, что ведет к расширению возможности управления и контроля. Данные варианты отличаются от других опорных вариантов – изобретений более высокими характеристиками (рис. 3).

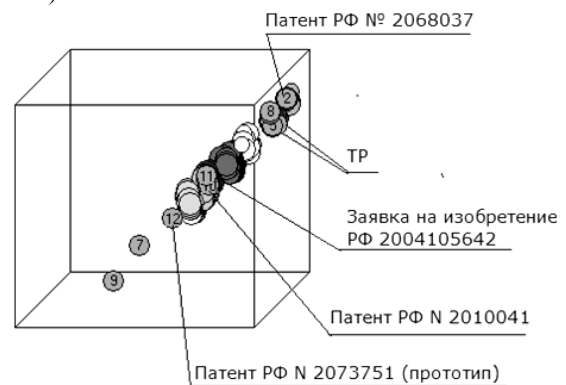


Рис. 3. Расположение опорных ТР в морфологическом поле решений.

В итоге было создано итоговое ТР являющееся комбинацией из вариантов 8-10 и расширенное в признаке применяемых электролитов. ТР характеризуется широкими возможностями управления процессами в частности, на первоначальном этапе реализуется только анодный режим, который позволяет быстро нарастить

керамическое покрытие, в дальнейшем осуществляется анодно-катодный режим нанесения с частотным регулированием при помощи транзисторов, управляемых микроконтроллером. Для выбранного ТР создана экспериментальная установка МДО (рис.4) с применением биполярных транзисторов с изолированным затвором и широкими возможностями регулирования процессов нанесения покрытий - по величине и геометрии тока, напряжения, частотным характеристикам и соотношению анодной и катодной составляющих, что позволило достичь экономии электроэнергии до 15%.

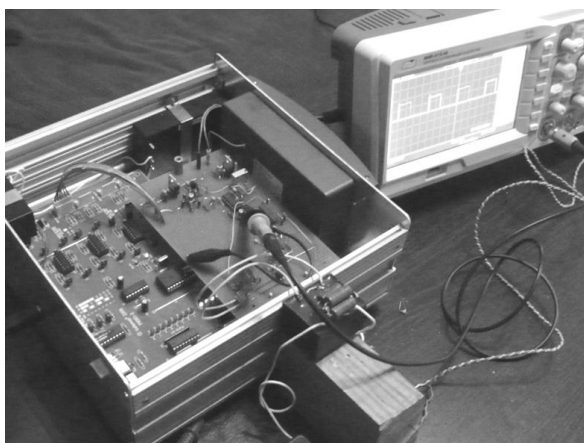


Рис. 4. Экспериментальная установка МДО (слева – блок управления, справа измерительная система).

Выводы.

Разработанный на базе морфологического подхода метод позволил расширить ряд потенциальных вариантов, провести кластеризацию и осуществить эффективный выбор ряда ТР:

Синтез технологических процессов для установок микродугового оксидирования с применением биполярных транзисторов с изолированным затвором, что позволило реализовать широкое регулирование технологических процессов - по величине и геометрии тока, напряжения, частотным характеристикам и соотношению анодной и катодной составляющих. Это позволило достичь экономии электроэнергии до 15% при синтезе покрытий.

1. ГОСТ 2.118-73 (1995) ЕСКД. / Техническое предложение. Дата введения 1974-01-01. Утвержден Постановлением Государственного комитета стандартов Совета Министров СССР от 28 февраля 1973 г. № 500, Переиздание (март 1995 г.) с Изменениями № 1, 2, 3, 4, утвержденными в августе 1981 г., ноябре 1982 г., сентябре 1985 г., в январе 1987 г. (ИУС № 10-81, 2-83, 12-85, 4-87) - 14с.
2. S.Kohn, S.Hüsig. Open CAI 2.0 – Computer Aided Innovation in the era of open innovation and Web 2.0. Computers in Industry, - 2011- (62) - С. 407–413.
3. Зарипова В.М., Петрова И.Ю., Цырульников Е.С. Классификация автоинтегрированных систем поддержки инновационных процессов на предприятии (Computer-Aided Innovation - CAI). Прикаспийский журнал: управление и высокие технологии. 2012. № 1. С. 26-35.
4. Zwicky F. Morphology of aerial propulsion. Helvetica Physica Acta. – 1948. – Vol. XXI. – Heft 5. – S. 299–340.
5. Smerlinski M., Stephan M., Gundlach C. Innovationsmanagement in hessischen Unternehmen.Eine empirische Untersuchung zur Praxis in klein- und mittelständischen Unternehmen. Discussion Paper on Strategy and Innovation, Marburg, Juni 2009, ISSN 1864-2039.
6. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В. Анализ и выбор технологических процессов и систем управления для эффективного синтеза микродуговых покрытий. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 1. С. 75-80.
7. Скворцова Д.А., Скворцов А. В. Принципы создания гибких производственных систем автоматизированной сборки. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. № 1. С. 52-59.
8. Bardenhagen, L. V. Gavrilina, B. M. Klimenko, M. A. Pecheykina, D. L. Rakov, I. N. Statnikov (2017). A comprehensive approach to the structural synthesis and evaluation of engineering solutions in the design of transportation and technological systems. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017, Vol. 46, No. 5, pp. 453–462.
9. Rakov D.L., Sinev A.V. The Structural Analysis of new Technical Systems on a Morphological Approach under Uncertainty Conditions. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. Т. 44. № 7. С. 74-81.
10. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Бердник О.Б., Фель Я.А., Кузьмин В.И. Теплозащитные покрытия диоксида циркония, полученные методом высокоэнергетического плазменного напыления, для деталей горячего тракта ГТД. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 4. С. 89-95.
11. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В. Анализ и оценка технологий и оборудования для изготовления заготовок длинномерных полых валов газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых и титановых сплавов на базе морфологического подхода. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. № 4. С. 136-143.
12. Бурлаков И.А., Валитов В.А., Ганеев А.А., Забелян Д.М., Морозов С.В., Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Моделирование структурообразования в процессе горячей деформации заготовок деталей ГТД из жаропрочного никелевого сплава. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 5. С. 94-101.
13. Гордиенко П.С., Достовалов В.А., Ефименко А.В. Микродуговое оксидирование металлов и сплавов. – Владивосток: Издательский дом Дальневосточного федерального университета, 2013. – 522 с.
14. Klimenko B., Rakov D. Analysis and Synthesis of innovative engineering solutions and technologies based on advanced morphological approach. Advances in Intelligent Systems and Computing. 2018. Т. 658. С. 274-283.
15. Клименко Б.М., Раков Д.Л., Торбек Ю. Устройство для нанесения покрытия микродуговым оксидированием вентильных металлов и сплавов. Патент на изобретение РФ 2413040 от 04.09.2008
16. Клименко Б.М., Клименко Т.А., Печейкина Ю.А., Раков Д.Л. Устройство для микродугового оксидирования. Патент на изобретение РФ 2613250. Дата регистрации: 24.06.2014. Дата публикации: 15.03.2017

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СИСТЕМЫ ПЛАНИРОВАНИЯ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ КОМПЛЕКСА КОНТРОЛЬНО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕДУР

Е.П. Решетникова, П.Ю. Бочкарев

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., Саратов, Россия;
purpose22@mail.ru, bpy@mail.ru

В статье предложен комплекс контрольно-измерительных процедур, разработанный в рамках системы автоматизированного планирования многономенклатурных технологических процессов.

Введение

Разработка комплекса контрольно-измерительных процедур (ККИП) в автоматизированной системе проектирования технологических процессов (САПлТП) является перспективным решением для обеспечения эффективного производственного процесса в условиях многономенклатурных механообрабатывающих производств.

Цель

Повышение эффективности разработки технологических процессов (ТП) изготовления деталей в условиях многономенклатурных механообрабатывающих производств.

Методика

В результате анализа работы многих промышленных предприятий выявлено, что существующая технология производства деталей представляет собой набор отдельных процедур, направленных на решение задач конкретного этапа производства, что является недостатком при создании автоматизиро-

ванных систем планирования производства. Тогда как автоматизация производства одно из приоритетных направлений развития механообрабатывающей промышленности, способствующая существенному повышению качества выпускаемой продукции и увеличению производительности труда. Автоматизация производства обеспечивает взаимосвязанный процесс этапа планирования производства и его реализации, что особо важно при изготовлении деталей прецизионной точности, которые имеют ответственное функциональное назначение и способствуют обеспечению высокого качества изделия.

В работе предложен способ организации производственного процесса деталей, представленный на рис. 1, на основе разработки комплекса контрольно-измерительных процедур, направленного на выбор рационального ТП механической обработки для каждой отдельной детали из множества альтернативных вариантов, сгенерированных в САПлТП [1].

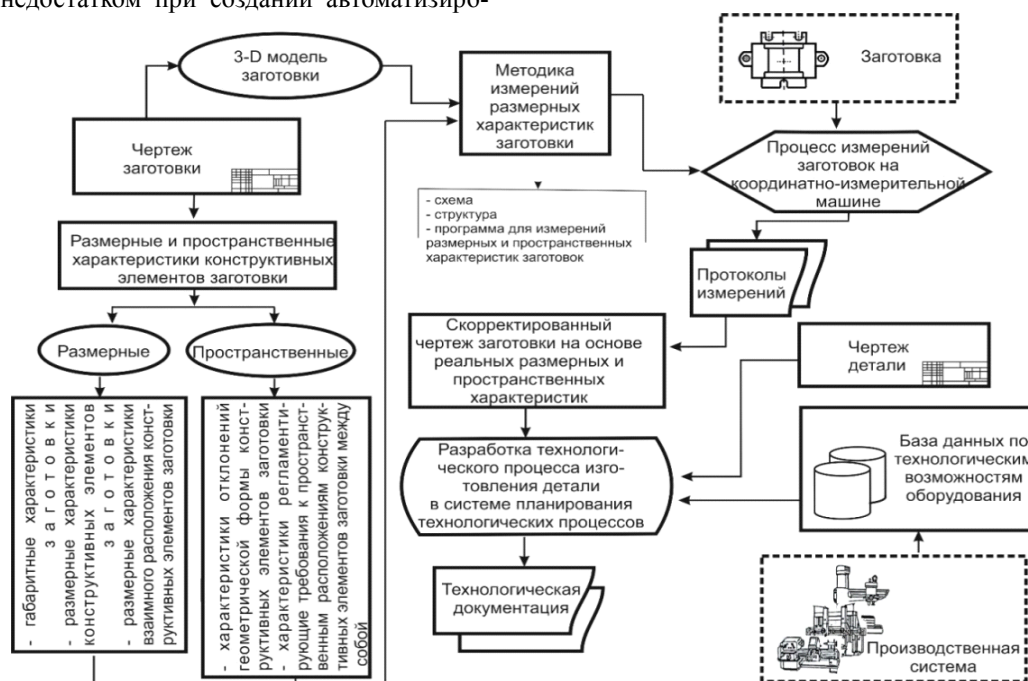


Рис. 1. Принципиальная схема комплекса проектных процедур при ТПП деталей со сложнопольными поверхностями

Применяемый на сегодняшний день на производственных предприятиях способ разработки технологических процессов обработки деталей в основном не автоматизирован и представляет собой трудоемкий процесс, так как разрабатывается один ТП для обработки партии деталей и даже в случае разработки нескольких вариантов, будет возможность сравнения ограниченного числа вариантов их разработки, что ведет к увеличению временных и материальных затрат системы производственного процесса в целом. Использование предлагаемой САПлТП, представляющей собой многоуровневую иерархическую систему [2], предоставляет возможность генерации множества вариантов разработки ТП обработки деталей и выбор рационального из них на базе разрабатываемого ККИП.

ККИП разработан непосредственно для деталей со сложнопрофильными поверхностями, обработка которых представляет собой трудоемкий процесс. ККИП направлен на совершенствование процесса анализа размерных параметров поверхностей деталей со сложнопрофильными поверхностями на основе разработанной методики измерения и на формализацию проектных процедур для формирования рационального комплекта средств технологического контроля (СК) при реализации технологического процесса обработки деталей со сложнопрофильными поверхностями.

Первая задача ККИП – анализ размерных параметров поверхностей деталей со сложнопрофильными поверхностями направлена на учет реальных размерных характеристик поверхностей заготовок посредством которых осуществляется выбор ТП обработки детали, оптимально соответствующего конкретной детали и действующей производственной ситуации, из множества сгенерированных в САПлТП.

Вторая задача ККИП – это назначение рационального комплекта средств технологического контроля. Данная процедура при разработке ТП обработки деталей является одним из основных этапов производственного планирования, который обеспечивает требуемое качество поверхностей при обработке деталей и повышение эффективности производственного процесса. Рисунок 1 схематично описывает разрабатываемый ККИП. При практической реализации ККИП в основном используются автоматизированные средства технологического контроля, использование которых подразумевает создание 3D-модели заготовки по имеющемуся ее чертежу. Затем по разработанной 3D-модели заготовки осуществляется анализ ее размерных параметров, по которым в автоматизированном режиме формируется новый чертеж заготовки и на основе него в САПлТП разрабатывается ТП обработки данной заготовки. Введение процедур получения реальных действительных параметров поверхностей заготовки на этапе разработки ТП позволяет сделать выбор рациональной последовательности, как технологических операций обработки деталей, так и их структур. Также реальные данные о размерных параметрах заготовки обеспечивают выбор наиболее выгодной схемы базирования каждой заготовки и назначение целесообразной величины припуска на механическую обработку их поверхностей.

При разработке последовательности технологических операций обработки деталей важной составляющей является формирование рационального комплекта средств технологического контроля в текущих условиях производственной системы, что осуществляется с помощью разрабатываемого ККИП. Решение данной задачи осуществлено на основе использования аппарата генетического алгоритма.

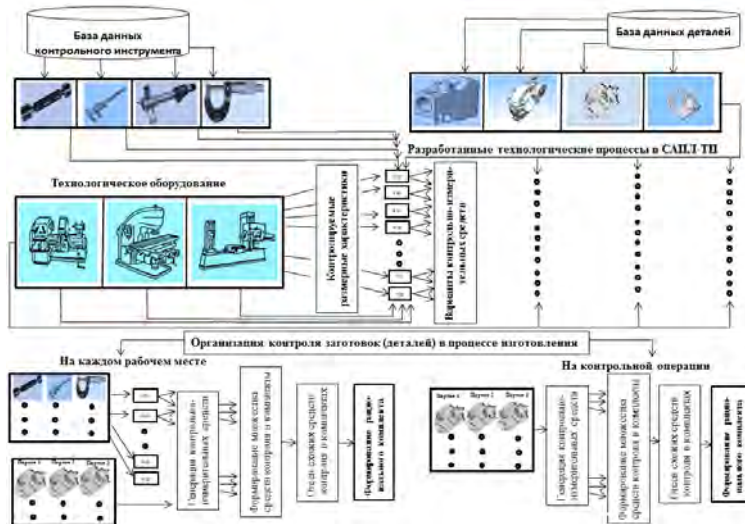


Рис. 2. Формализация выбора контрольно-измерительных средств для оценки размерных характеристик деталей со сложнопрофильными поверхностями

Процесс назначения рационального комплекта средств технологического контроля разделен на три этапа: на первом генерируется множество всех возможных вариантов средств технологического контроля в комплекты, на втором производится отсев

нерациональных их вариантов в комплектах из сформированного множества и на третьем – выбор рационального комплекта средств технологического контроля для реализации контрольных процедур.

Генерация множества возможных вариантов

средств технологического контроля в комплекты для проектируемой производственной системы осуществлена посредством аппарата теории множеств. Исходными данными для генерации служат: множество возможных сочетаний поверхностей для контроля и множество вариантов средств технологического контроля, имеющихся в производственной системе, на основе базы данных САПЛТП.

Отсев вариантов средств технологического контроля произведен по критерию однородности [3], который обеспечивает требование взаимозаменяемости при процедуре контроля. Далее для оставшихся после процедуры отсева вариантов средств технологического контроля выполняется процедура формирования рационального комплекта. Для формализации данной проектной процедуры применяется генетический алгоритм [4].

$$T_k = \sum t_k \rightarrow \min$$

$$\begin{cases} P(K^*) = \sum_{m=1}^z k_m \cdot w_k \rightarrow \max \\ \sum_{m=1}^z k_m \cdot t_k \leq T_k \\ k_m \in \{0, 1\}, m = \overline{1, z} \end{cases} \quad (1)$$

$$k_m = \begin{cases} 1, & \text{если СК входит в комплект} \\ 0, & \text{если СК не входит в комплект} \end{cases}$$

где $P(K^*)$ – рациональный комплект средств контроля для текущей производственной ситуации; k_m – каждое отдельное средство контроля, входящее в каждый из оставшихся после процедуры отсева вариантов комплектов, $m=1, 2, \dots, z$, z – общее количество средств контроля на данной процедуре контроля; $\{w_k\}$ – технические характеристики средств контроля; t_k – время контроля отдельным средством контроля.

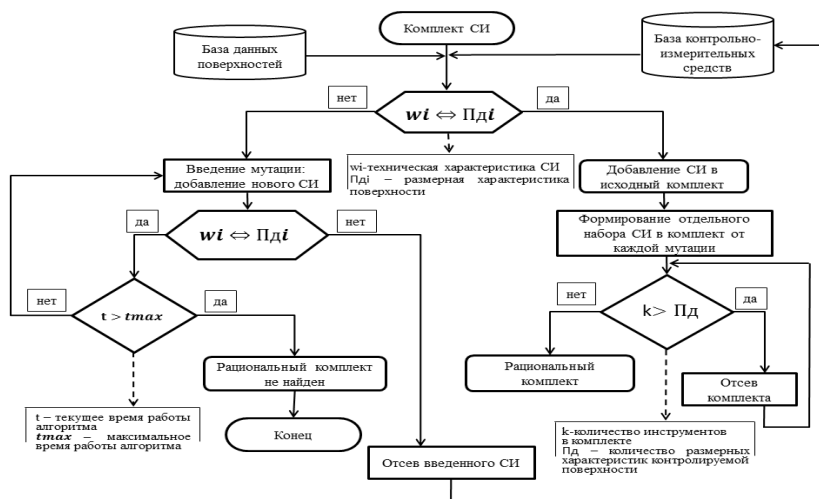


Рис.3. Алгоритм назначения рационального комплекта средств контроля в САПЛТП

По окончании работы алгоритма образуется множество средств контроля, отвечающее заданным критериям, которое и составляет рациональный комплект для реализации процедур контроля.

Обработка полученных результатов

Для реализации процедуры формализации назначения рационального комплекта контрольно-измерительных средств был создан алгоритм (рис.3) и программное обеспечение [5] для номенклатуры деталей производственного комплекса механической обработки.

Разработка алгоритмического и программного обеспечения ККИП в рамках САПЛ-ТП подтверждает его работоспособность и даёт возможность его применения в существующих традиционных системах планирования производства, что способствует их модернизации.

Выводы

По результатам работы формализована процедура формирования рационального комплекта средств технологического контроля для разработки

оптимально соответствующих текущим условиям производства единичных технологических процессов изготовления деталей в мелкосерийном многономенклатурном производстве.

1. Решетникова, Е.П. Разработка технологического процесса обработки сложнопрофильных деталей в условиях механообрабатывающих предприятий аэрокосмической техники [Текст] / Е.П. Решетникова, П.Ю. Бочкарев // Вестник РГАТУ имени П.А.Соловьева.-2017.- №1(40). – С.222-227.
2. Бочкарев П. Ю. Системное представление планирования технологических процессов механообработки [Текст] / П. Ю. Бочкарев // Технология машиностроения. - 2002. - N 1. - С. 10-14.
3. Бочкарев П. Ю. Оценка производственной технологичности деталей [Текст] : учеб. пособие / П. Ю. Бочкарев, Л. Г. Бокова. - СПб. : Изд-во "Лань", 2017. - 132 с.
4. Гладков, Л.А. Генетические алгоритмы : учеб. пособие / Л. А. Гладков, В. В. Курейчик, В. М. Курейчик ; под ред. В. М. Курейчика. - 2-е изд., испр. и доп. - М. : Физматлит, 2006. - 320 с.
5. Назначение оптимального комплекта контрольно-измерительного инструмента в механообрабатывающей системе с учетом складывающейся производственной ситуации / Е.П. Решетникова, П.Ю. Бочкарев, Л.Г. Бокова // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2018614651 от 26.02.2018 г.

БАЗИРУЮЩИЕ МОДУЛИ ПОВЕРХНОСТЕЙ КЛАССА 311

Н.А. Родионова

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; n.rodionova@mail.ru

В статье изложена методика классификации базирующих модулей поверхностей детали, где в качестве отличительных признаков конструктивного решения базирующего модуля предлагается принять главный размер (посадочный), соотношение размеров и значение качества, что позволит сократить разнообразие соединений и повысить качество проектируемых машин. Приводится пример классификации базирующего модуля Б311.1.

Соединения деталей имеют большое разнообразие конструкций, их характеристик, которые нередко не соответствуют требованиям, предъявляемым к качеству соединений. Чтобы свести к минимуму указанные недостатки необходимо построить их классификацию.

С этой целью воспользуемся представлением соединения в виде базирующего модуля, разнообразие видов которого ограничено 14 наименованиями [1].

Это позволяет получить ограниченное множество разнообразия соединений и выработать единый подход к построению их классификаций.

Рассмотрим методику построения классификации МПБ на примере одного из широко встречающихся базирующих модулей - МПБ311, имеющего пять вариантов конструктивных решений (рис.1). Построим классификацию МПБ 311.1.

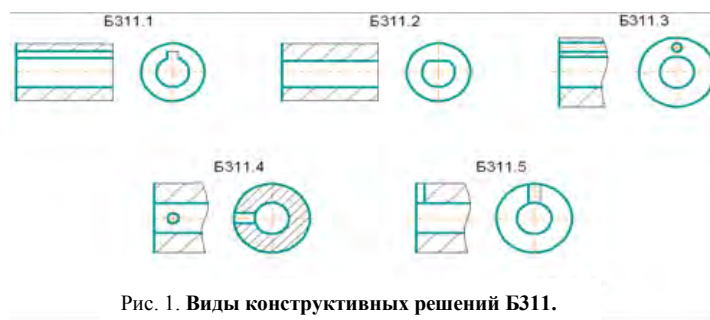


Рис. 1. Виды конструктивных решений Б311.

При построении классификации МПБ311.1 в качестве отличительных признаков следует принять размеры МПБ311.1 - D , d , ℓ , t .

Если все перечисленные размеры принять в качестве отличительных признаков, то их сочетание будет огромным и классификация потеряет практическое значение.

Задача выбора размера или размеров в качестве отличительных признаков должна базироваться на установлении связей между размерами D , d , ℓ , t , что позволит выбрать в качестве отличительного признака один из размеров, а значения остальных будут

определяться из соотношения их с выбранным размером.

Между размерами D , d , ℓ существуют функциональные связи в виде отношений ℓ/d и D/d , обусловленные реализуемой схемой базирования МПБ311.1.

Отношение ℓ/d имеет принципиальное значение, т.к. от него зависит вид схемы базирования. Значение отношения D/d тоже определяется схемой базирования.

При базировании детали МПБ311.1 возможны две схемы базирования (рис.2).

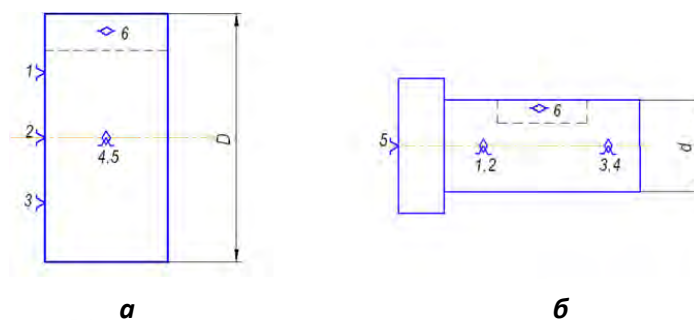


Рис.2. Схемы базирования диска.

При первой схеме базирования (рис.2,а) цилиндрическая поверхность диска с диаметром d выполняет роль двойной опорной базы, а торец – установочной базы. В этом случае $l/d \leq 0,5$ и $D/d \geq 4$.

При второй схеме базирования (рис.2,б) цилиндрическая поверхность с диаметром d выполняет роль двойной направляющей базы, а торец – опорной базы. Тогда $l/d \geq 2,5$ $D/d \approx 1,5$.

Из размеров D , d , l , t главным размером является диаметральный размер d , определяющий характер посадки соединения деталей, и к которому предъявляются высокие требования к точности. Его следует принять в качестве отличительного признака из всех размеров.

Если известна величина d и значение отношения l/d , D/d то можно определить величины l , D . Для установления величины t необходимо установить связи между t и d . Как известно, t входит в состав размеров шпоночного паза.

Все размеры шпонок и допуски на них стандартизованы. Для каждого посадочного диаметра (d) вала предусмотрены определенные размеры поперечного сечения шпонки. Поэтому при проектных расчетах размеры b и h берут по ГОСТ 23360-78 «Основные нормы взаимозаменяемости. Соединения шпоночные с призматическими шпонками. Размеры шпонок и сечений пазов. Допуски и посадки» [2] и определяют L . Найденное значение округляют до стандартного, согласно с размерами ступицы.

Ширина шпоночного паза вала определяется как

$$b \approx (0,2 \dots 0,3)d, \quad (1)$$

В свою очередь глубина t шпоночного паза равна $t = 0,6h$,

где h - высота шпонки, отношение высоты шпонки к её ширине $\frac{h}{b} = 1$ для малых значений диаметра вала ($d \leq 22$ мм), $\frac{h}{b} = 0,85$ для $d = 22-30$ мм, $\frac{h}{b} = 0,8$ для $d = 30-38$ мм и т.д., $\frac{h}{b} = 0,5$ для больших значений вала (≥ 330 мм) тогда при $\frac{h}{b} = 1$ глубина будет равна $t = 0,6b$, отсюда $b = \frac{t}{0,6}$, подставляя в формулу 1 получим

$$\frac{t}{0,6} \approx (0,2 \dots 0,3)d, \quad t \approx 0,6(0,2 \dots 0,3) \approx 0,12 \dots 0,18 d$$

Аналогично находится глубина шпоночного паза и для остальных значений отношения $\frac{h}{b}$.

Например, при $\frac{h}{b} = 0,5$, когда диаметр вала (d) свыше 330 мм, $h = 0,5b$, глубина шпоночного паза на валу $t = 0,6h$, тогда $t = 0,6 \cdot 0,5b = 0,3b$, отсюда $b = \frac{t}{0,3}$.

Подставляя в формулу 1 получим $\frac{t}{0,3} = (0,2 \dots 0,3)d$, $t \approx 0,3(0,2 \dots 0,3)d \approx 0,06 \dots 0,09 d$

Итак, имея отношения D/d , l/d , t/d при заданном значении d можно определить величины D , d , t .

Принимая вышеизложенное, в качестве отличительных признаков для построения классификации МПБ311.1 следует принять: l/d , d , а также уровень точности (J).

На рис.3 приведен классификатор МПБ311.1, согласно которому сначала все МПБ311.1 делятся на две группы по величине l/d в соответствие со схемой базирования.

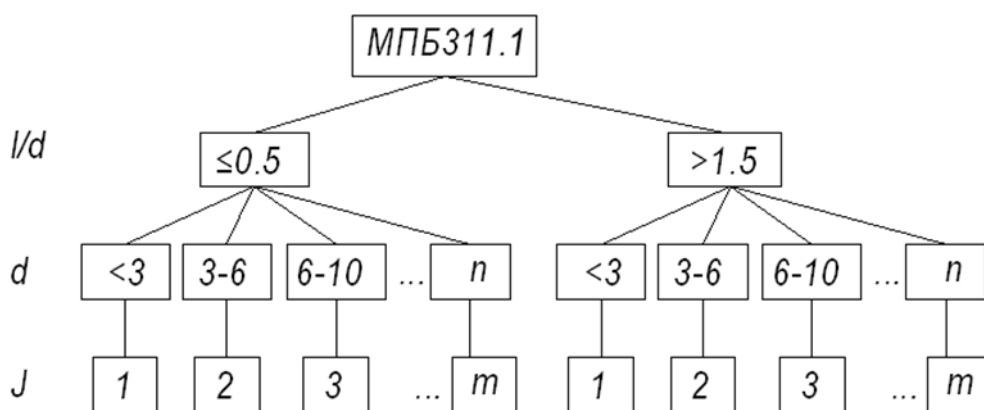


Рис.3. Классификатор МПБ311.1.

Далее МПБ311.1 должен делиться по величине d , где в его качестве принимается d_{cp} . Диапазон, согласно системе допусков и посадок [4] (см.табл.1).

Например, в системе допусков и посадок диапазон $d = 3-6$ (мм), тогда $d_{cp} = 4,5$ мм и т.д.

Далее МПБ311.1 делится по значению качества. В результате получим код МПБ311.1:

$$\text{МПБ311.1-[1,2][1-n][1-m]}$$

При проектировании конструкции детали, которая содержится в своем составе МПБ 311.1, и, зная реализуемую с его помощью схему

базирования и величину d , сначала определяем отношение l/d , а затем значения D , t .

Например, пусть у детали с помощью МПБ311.1 схема базирования 3-2-1. Это означает, что торец выступает в качестве установочной базы и $D/d=4$, цилиндрическая поверхность с d выступает в роли двойной опорной базы и боковая поверхность шпоночного паза является опорной базой. Тогда $l/d \leq 0,5$, $D=4d$ и $t= 0.12 \dots 0.18 d$, а по посадке соединения установим значение J , например, оно равно восьми. Тогда код МПБ311.1 при $d_{cp}=4,5$ мм будет иметь вид: МПБ311.1.1.2.8.

Аналогично строятся классификации остальных базирующих модулей.

Построение классификаций базирующих модулей по предложенной методике позволит сократить разнообразие соединений, апробированных на практике, что позволит повысить качество проектируемых машин.

1. Базров Б. М. Модульная технология в машиностроении/ Б. М. Базров. - М.: Машиностроение, 2001, 368 с.
2. ГОСТ 23360-78 «Основные нормы взаимозаменяемости. Соединения шпоночные с призматическими шпонками. Размеры шпонок и сечений пазов. Допуски и посадки»

ФОРМИРОВАНИЕ ПЛЕНОЧНЫХ АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ПОВЕРХНОСТЯХ ТРЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

А.Ю. Родичев, А.В. Паничкин, М.А. Токмакова, А.В. Горин

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орёл, Россия; gogin57@mail.ru

В статье представлен процесс формирования пленочного антифрикционного покрытия. В процессе проведения эксперимента использовался ряд образцов различной шероховатости, на которые наносилось антифрикционное покрытие. Толщина покрытия контролировалась толщинометром. Проводилась качественная оценка антифрикционного покрытия с основным металлом. Сделаны выводы о качестве формирования пленочного антифрикционного покрытия в зависимости от шероховатости и начальной обработки поверхности.

Постановка задачи

Для получения высоких характеристик конструктивной прочности поверхностных слоев часто применяют различные методы нанесения покрытий, позволяющие защитить материал основы от внешних воздействий, повысить срок службы деталей и сократить расходы на ремонт изношенного оборудования [1,2]. Покрытиями называют искусственно созданные поверхностные слои, которые могут отличаться от материала основы химическим и фазовым составами, структурой и свойствами. Покрытия наносятся как для защиты поверхности от различных видов воздействий (высоких нагрузок, температур, различных агрессивных сред) и в декоративных целях, так и для восстановления нарушенной геометрии изделий [3]. Повышение работоспособности деталей машин тесно связано с применением новых материалов пленочных покрытий и технологических процессов их нанесения.

Современные технологии позволяют создавать различные тонкопленочные покрытия для улучшения трибологических характеристик пар трения. Одним из наиболее современных и перспективных способов защиты различных механизмов от интенсивного износа является применение тонких пленочных антифрикционных покрытий [4,5]. Пленочные антифрикционные покрытия подобны краскам, но вместо красящего пигмента они содержат высокодисперсные частицы твердых смазочных веществ, равномерно распределенные в смеси связующих элементов и растворителей. В составе пленочного антифрикционного покрытия в качестве пигментов преимущественно применяют дисульфид молибдена, графит и ПТФЭ, а также наночастицы. Подбор оптимизированного количества и состав композитов, которые состоят из полимеров и широко используемых наполнителей, является одной из ключевых задач, решение которой может повысить возможности применения пленочных антифрикционных покрытий в промышленности [6]. Исследование трибологических свойств пленочных антифрикционных покрытий играет одну из основных задач при их формировании [7]. Исследование толщины антифрикционного слоя пленочных покрытий, его прочность сцепления с основой, подготовка по-

верхности к его нанесению заслуживают особого внимания, для предоставления дальнейших рекомендаций при их широком применении [8].

Основная часть

Процесс образования пленочного антифрикционного покрытия можно представить в виде трех последовательно протекающих переходов:

- предварительная обработка поверхности (создание шероховатости и очистка от загрязнений) с целью увеличения прочности сцепления наносимого покрытия с основой (металл, пластик и т.д.)
- нанесение первого промежуточного слоя с целью выравнивания поверхности;
- наращивание антифрикционного покрытия (нанесение одного или нескольких слоев).

Представленный процесс имеет много общего с нанесением лакокрасочного покрытия [9]. Известно, что адгезия и срок службы лакокрасочного покрытия зависят от способа подготовки поверхности детали, и от величины ее шероховатости [10]. Для оценки адгезии, толщины и микрогеометрии поверхности пленочного антифрикционного покрытия будем использовать методики применимые к лакокрасочному покрытию [11].

Для сравнительных испытаний были подготовлены образцы девять образцов, которые представляли собой прямоугольные пластины (плоские, не деформированные) длиной 150 мм, шириной 100 мм, и толщиной 3мм. Все образцы были подвержены предварительной обработки (полирование поверхности, шлифование поверхности, пескоструйная обработка) для создания на поверхности различных параметров шероховатости.

Замеры параметров шероховатости каждого образца были проведены с помощью профилометра модели 171621 в шести местах (Рис. 1).

Среднее арифметическое значение для параметра шероховатости R_a для образцов: после полирования поверхности составило 0,75 мкм, после пескоструйной обработки 1,1 мкм, после шлифования поверхности 1,75 мкм.

Перед нанесением антифрикционного покрытия образцы были обработаны органическим растворителем, для удаления загрязнений.

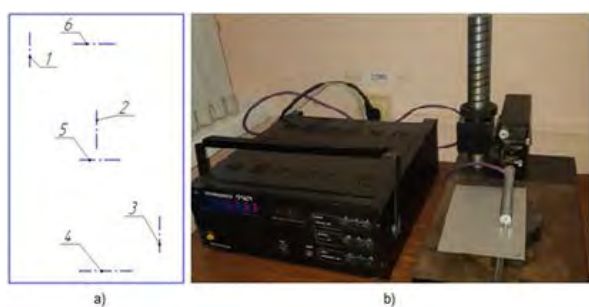


Рис. 1. Замеры параметров шероховатости: а) схема замеров; б) процесс замера параметров шероховатости

Нанесение на экспериментальные образцы антифрикционного покрытия [12] (покрытие на основе ПТФЭ с акриловым связующим, отверждаемое при нормальной температуре) осуществляли путем распыления

Было нанесено два слоя покрытия, при этом каждый последующий слой наносился после полного высыхания предыдущего. Величину толщины слоя антифрикционного покрытия контролировали после каждого нанесенного слоя с помощью толщиномера ЕТ 11Р (Рис. 3). Замеры выполняли на предполагаемых участках испытаний, при этом величина замеров не превысила 7%, что удовлетворяет предъявляемым требованиям.

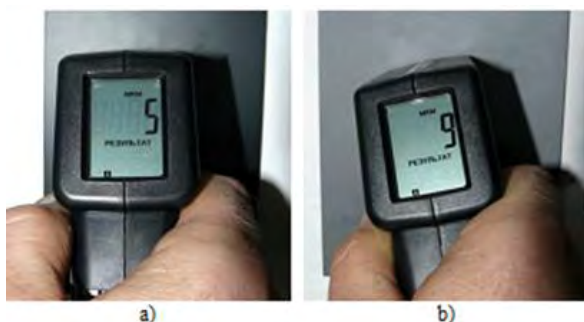


Рис. 3. Замеры толщины антифрикционного слоя с помощью толщиномера ЕТ 11Р: а) параметры замеров первого слоя; б) параметры замеров второго слоя

После нанесения покрытия снова провели замеры параметров шероховатости каждого образца на профилетре модели 171621, чтобы иметь представление о влиянии нанесенного покрытия на микрогеометрию поверхности. Для проверки достоверности результатов замеры параметров шероховатости дублировались с использованием другого профилетра модели «Абрис ПМ 7.2». По итогам измерений получены результаты показывают, что параметры шероховатости поверхности до нанесения пленочного антифрикционного покрытия составляют $R_a 0,746$ мкм. После нанесения пленочного антифрикционного покрытия параметры шероховатости поверхности составили $R_a 0,540$ мкм.

Полученные среднее арифметическое значение для параметра шероховатости R_a для образцов: после полирования с нанесением покрытия составило 0,44

мкм, после пескоструйной обработки с нанесением покрытия 0,81 мкм, после шлифования поверхности 1,5 мкм.

Полученные среднее арифметическое значение для параметра шероховатости R_a для образцов: после полирования с нанесением покрытия составило 0,44 мкм, после пескоструйной обработки с нанесением покрытия 0,81 мкм, после шлифования поверхности 1,5 мкм.

Заключение

В результате проведения исследований была выявлено:

- пленочные антифрикционные покрытия возможно наносить на поверхности различного качества обработки;
- нанесение пленочного антифрикционного покрытия оказывает влияние на микрогеометрию поверхности;
- значительно снижаются параметры шероховатости на поверхности образцов, тем самым уменьшается коэффициент трения;
- процесс нанесения пленочных антифрикционных покрытий не требует сложного технологического оборудования и может широко использоваться при эксплуатации и ремонте машин.

Представленный материал выполнен в рамках проекта №9.2952.2017/4.6. государственного задания.

1. Газотермические покрытия из порошковых материалов. Справочник. — Киев: Наукова думка, 1987
2. Порошковая металлургия и напыленные покрытия: Учебник для ВУЗов. В.Н. Анциферов, Г.В. Бобров, Л.К. Дружинин и др. — М.: Металлургия, 1987.
3. Ярошевич В.К., Белорецкий М.А. Антифрикционные покрытия из металлических порошков. — Минск: Наука и техника, 1981. — 175 с.
4. Курбатова И.А. Технология, структура и свойства антифрикционных материалов на основе системы железо-медь, содержащих графит. Диссертация к.т.н.-М., 1986.
5. Кутьков А.А. Износостойкие и антифрикционные покрытия.— М.: Машиностроение, 1976. — 152 с.
6. Rodichev, A.Y., Sytin, A.V., Barabash, V.V., Technological increase of adhesion strength between anti-friction coating and base in bimetal fluid-film bearings / Solid State Phenomena: International Conference on Industrial Engineering, ICIE-2017. Volume 265 SSP, 2017, Pages 284-289.
7. Welding and spraying / Hasuy A., Morigaki O., - М.: Engineering 1985. — 240 p.
8. Дерягин Б.В., Кротова Н.Л., Смилга В.П. Адгезия твердых тел. — М.: Наука, 1973. - 279с.
9. Коробов, Ю.С. Анализ свойств газотермических покрытий: [учеб. пособие] : в 2 ч. — Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2016. Ч. 2 / . — 92 с.
10. Шмелева, М.Н. Контролер работ по металлопокрытиям. — М.: Машиностроение, 1980. — 176 с.
11. Зимон А.Д. Адгезия пленок и покрытий. М.: Химия, 1977. - 345с.
12. ГОСТ Р 51694-2000 Материалы лакокрасочные. Определение толщины покрытия (ИСО 2808:1997 "Краски и лаки. Определение толщины пленки", MOD).

ВЛИЯНИЕ СИЛ ИНЕРЦИИ НА АДГЕЗИЮ НАНЕСЕННОГО ПОКРЫТИЯ

А.Ю. Родичев, Е.Н. Грядунова, А.В. Горин, Н.В. Токмаков

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орёл, Россия; rodfox@yandex.ru

В статье представлены результаты влияния сил инерции, действующих на частицы покрытия, на адгезию нанесенного слоя. Предложен математический аппарат для расчета сил инерции действующих на частицу антифрикционного покрытия. Представлены результаты ряда экспериментальных исследований подтверждающих сходимость теоретических положений. В результате выявлены зависимости позволяющие прогнозировать адгезию антифрикционного покрытия с металлическим основанием при газопламенном напылении.

Постановка задачи

Использование газотермических технологий представляет собой эффективный метод, который повышает эксплуатационные характеристики рабочих поверхностей деталей машин. Указанные технологии [1,2], путем нанесения покрытий, позволяют обеспечить требуемые параметры. В настоящее время перспективным направлением является применение покрытий на основе меди [3]. Это объясняется их высокой технологичностью покрытий и их эксплуатационными свойствами. [4]. Основным недостатком таких покрытий является пониженный уровень прочности адгезионной связи [5]. Таким образом, подготовка поверхности (нарезание «рваной» резьбы, струйно-абразивная обработка, нанесение подслоя, комбинированные способы создания микрорельефа) является неотъемлемой частью для нанесения покрытий [6]. При этом восстанавливаемая поверхность химически активизируется, то есть выходит из состояния термодинамического равновесия со средой. В тоже время, из-за химической адсорбции газов и окисления, активность подготовленной поверхности быстро снижается, поэтому время между операциями сокращается [7]. Поэтому повышение прочности сцепления антифрикционного является актуальной задачей.

В технике адгезия характеризуется возникновением связей в зоне соприкосновения тел. Следует различать адгезию частиц, покрытий и жидкости [8]. В соответствии с приведенным разделением при газотермических методах напыления и при термосиловом припекании имеет место адгезионное взаимодействие частиц и покрытий. Применение термомеханической обработки предварительно сформированных покрытий (нанесение газотермическим напылением) повышает прочность сцепления покрытий с основой. Исходная структура и свойства порошка при этом сохраняются [9]. Важнейшими технологическими параметрами напыления являются: угол напыления, расстояние между изделием и распылителем, фракция порошка. Очень часто, при напылении внутренних поверхностей деталей типа «полый цилиндр» игнорируется положение горелки в плоскости относительно оси вращения. Для получения адгезии на сложных и труднодоступных поверхностях, необходимо учитывать все факторы и возможности для ее улучшения. В нашем случае это силы инерции, возникающие при попадании рас-

плавленных частиц на вращающуюся деталь. Частица попавшая на вращающуюся поверхность испытывает действие силы инерции Кориолиса и центробежной силы инерции. Взаимное расположение этих сил инерции может давать различные эффекты. Таким образом, для улучшения и интенсификации процесса газопламенного напыления необходимо более детальное изучение сил инерции действующих на частицы при вращении детали.

Основная часть

Процесс формирования покрытия при напылении определяется температурным режимом, то есть температурой обрабатываемой детали и температуры порошка в распылителе; импульсным давлением, возникающим при ударе частиц об основу. В работе при напылении на внутреннюю поверхность цилиндра предлагается использовать центробежную силу, для повышения плотности покрытия. Схема нанесения покрытия представлена на рисунке 1.

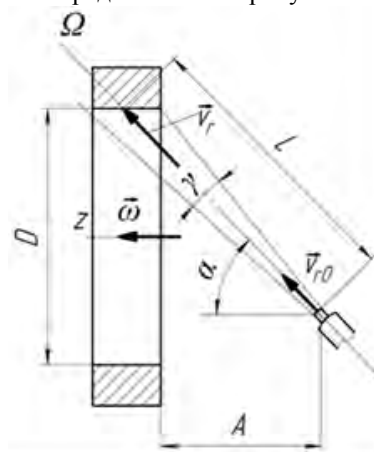


Рис. 1 – Схема нанесения покрытия

В работе [10] для усиления положительного эффекта изменяют угол напыления. Проведенные исследования, показали, что изменению угла наклона не всегда дает увеличение плотности покрытия. При падении вещества распылителя на обрабатываемую поверхность возникает Кориолисова сила инерции.

Для повышения прочности покрытия, равнодействующая инерционных сил должна быть направлена в глубину детали. Направление результирующей силы инерции действующей на частицу будет зависеть от положения газопламенной горелки и направления обрабатываемой детали. Таким обра-

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ИХ НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ПРИ СТАТИЧЕСКОМ И ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

А.Н. Романов, К.Ю. Фатъянов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Рассматривается влияние структурного состояния конструкционных материалов на сопротивление их циклическому упругопластическому деформированию и разрушению. Показана связь характера поведения материала (упрочнение, разупрочнение, стабилизация) со структурным состоянием материала, которое можно регулировать термообработкой. В соответствии с изменениями деформационных характеристик происходит и накопление повреждений при циклическом нагружении, оцениваемых с помощью деформационно-кинетического критерия.

Как известно, конструкционные металлические материалы при циклическом упругопластическом деформировании в зависимости от структурного состояния и действующей температуры могут либо упрочняться (ширина петли гистерезиса при мягком нагружении - нагружение с заданной нагрузкой в циклах - уменьшается, при жестком нагружении - нагружение с заданным перемещением в циклах - напряжение с ростом числа циклов увеличивается), либо разупрочняться (при мягком нагружении ширина петли гистерезиса возрастает с ростом числа циклов нагружения, а при жестком нагружении рост числа циклов нагружения сопровождается падением напряжения в циклах), либо оставаться стабильными, демонстрируя постоянство параметров деформирования (ширины петли гистерезиса или напряжения в циклах) в течение большей части срока эксплуатации. Практически все конструкционные материалы в состоянии поставки на начальной стадии упрочняются, а на заключительной (предразрушение) – разупрочняются. В связи с этим материалы делятся на циклически упрочняющиеся, разупрочняющиеся и стабилизирующиеся [1-3]. Тип материала (упрочняющийся, разупрочняющийся или циклически стабилизирующийся) может быть определен по кривым статического растяжения (рис.1). Если об упрочнении или разупрочнении судить по изменению условных напряжений, величина которых зависит от истинного сечения образца, то для циклически упрочняющихся материалов при статическом нагружении практически до момента разрушения наблюдается рост условных напряжений (кривая 1 на рис.1, а), т.е. упрочнение материала за счет пластической деформации протекает более интенсивно, чем разупрочнение за счет уменьшения сечения [2]. У разупрочняющихся материалов большая доля накопления деформаций ($\varepsilon_b < 0,5 \varepsilon_{\text{общ}}$, где ε_b - деформация, соответствующая пределу прочности σ_b) при статическом нагружении сопровождается падением условных напряжений (кривая 2 на рис.1,а). Для циклически стабилизирующегося

материала (кривая 3 на рис.1,а) имеют место практически равные участки упрочнения (роста напряжений) и разупрочнения (падения напряжений), т.е. ($\varepsilon_b = 0,5 \varepsilon_{\text{общ}}$). Причем, как и при циклическом деформировании, начальная стадия статического растяжения у всех типов материалов характеризуется упрочнением (ростом напряжений до σ_b). Условия нагружения могут изменять характер поведения материала. Как видно из рис. 1,б, сталь X18H10T при комнатной температуре является циклически стабильным материалом, при высоких температурах становится упрочняющимся вследствие температурной активизации деформационного старения.

Сталь ТС остается при высоких температурах разупрочняющимся материалом (рис. 1,в).

Структурно-нестабильные материалы могут увеличивать свою пластичность («размягчаться») под действием циклической упругопластической деформации [3].

Сталь 22к при комнатной температуре является стабильным материалом. При высоких температурах наблюдается интервал интенсивного деформационного старения (270 - 350⁰С), в котором развивается активное упрочнение материала (рис. 1,г).

Конструкционные материалы характера поведения (упрочнение, разупрочнение, стабилизация) по-разному сопротивляются пластической деформации. Упрочняющиеся материалы лучше сопротивляются мягкому нагружению (нагружение с заданной амплитудой нагрузки) и не предпочтительны при жестком нагружении (с заданным размахом упругопластической деформации). Напротив, разупрочняющиеся материалы большую долговечность показывают при жестком нагружении и не предпочтительны при мягком. Циклически стабильные материалы одинаково сопротивляются мягкому и жесткому нагружению.

Термической обработкой можно, изменяя структурное состояние материала, изменять характер его поведения.

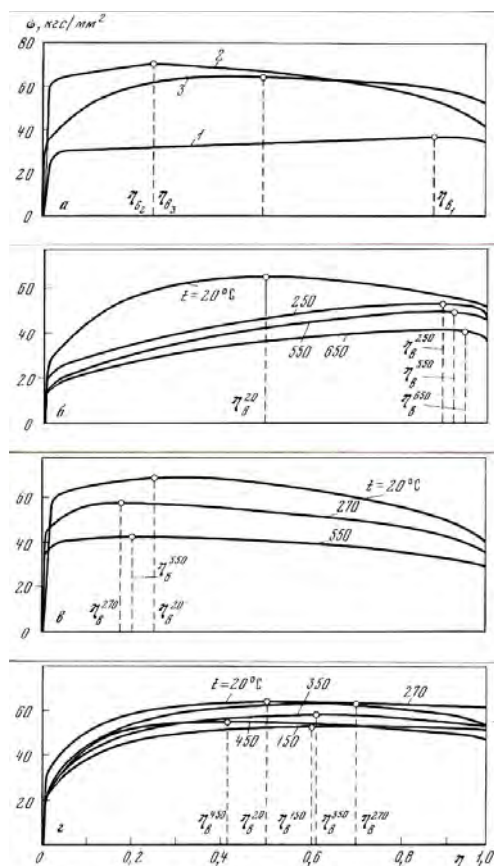


Рис.1. Кривые статического растяжения при 20°C (а: 1 - АД-33, 2 - сталь ТС, 3 - сталь 22к) и в диапазоне температур сталей X18N10Т (б), ТС (в), 22к (г).

Изменение характера поведения материала изменяет величину равномерной деформации на кривых «условное напряжение-удлинение» (рис.1), изменяя темп накопления повреждений, оцениваемого деформационно-кинетическим критерием в виде:

$$\eta = \int_0^N \frac{\varepsilon_p^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^N \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN. \quad (1)$$

В предельном случае, когда наступает разрушение (образование трещины), зависимость (1) преобразуются в виде:

$$\int_0^{N_f} \frac{\varepsilon_p^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{N_f} \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN = 1, \quad (2)$$

где ε_p - пластическая деформация (ширина петли гистерезиса) в полцикле растяжения, $\Delta\varepsilon$ - односторонне накопленная пластическая деформация в полцикле растяжения, ε - предельная деформация при статическом разрыве образца, соответствующая деформации перед потерей устойчивости пластической деформации, N и N_f - текущее и разрушающее число циклов соответственно.

Предельная деформация ε в зависимостях (1) и (2) определяется при статическом разрушении в момент потери устойчивости пластической

деформации, когда начинается образование шейки (по диаметру d_s на рис. 2), и соответствует истинному пределу прочности (сопротивление отрыву), определяющему несущую способность материала.

При хрупком отрыве (рис. 2,а) истинный предел прочности совпадает с расчетной деформацией ε .

Первый член в зависимостях (2) определяет уровень накопленного повреждения от действия циклической пластической деформации, второй член - повреждение от односторонне накопленной пластической деформации за рассматриваемое число циклов нагружения. Зависимости (1) и (2) позволяют определять уровень накопленного повреждения за любое интересующее нас число циклов малоциклового нагружения.

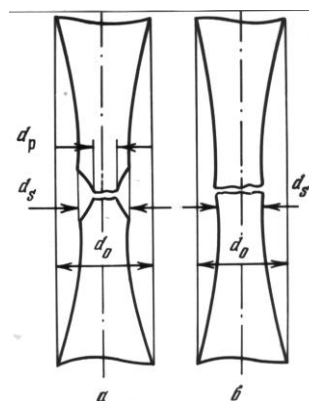


Рис.2. Определение пластичности материала, обеспечивающей несущую способность материала.

Критерии (1) и (2) удовлетворительно описывают разрушение лишь при малом числе циклов нагружения (число циклов до разрушения составляет несколько тысяч циклов), когда повреждающая роль упругой деформации невелика по сравнению с ролью пластической деформации. С увеличением числа циклов до разрушения все большую долю повреждений вносит упругая составляющая действующих напряжений и в области многоциклового усталости становится основной.

Изменяя структурное состояние конструкционного материала, возможно регулирование процессов накопления повреждений с учетом условий нагружения.

1. Романов А.Н. Критерии усталостного разрушения металлов. Инженерный журнал «Справочник». Приложение, 2007, № 6, 34 с.
2. Нестеренко Г.И., Романов А.Н., Филимонова Н.И. Экспериментальное обоснование единого критерия усталостного разрушения алюминиевого сплава на стадии образования трещин // Результаты фундаментальных исследований в прикладных задачах авиационного строительства. Сб. статей. - М.: "Наука" РАН, 2016. - 512 с.
3. Романов А.Н., Филимонова Н.И. Сопротивление деформированию и накопление повреждений структурно-нестабильного материала при циклическом упруго-пластическом деформировании // Проблемы машиностроения и надежности машин, № 5, 2019. С. 70-76.

КИНЕТИКА ИСТИННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ КВАЗИСТАТИЧЕСКОМ РАЗРУШЕНИИ РАЗУПРОЧНЯЮЩЕЙСЯ СТАЛИ ПРИ ПОВЫШЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ

Романов А.Н., Филимонова Н.И.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Показана кинетика истинных напряжений в разупрочняющейся стали ТС при статическом и циклическом нагружении. Отмечена необходимость при расчете уровней напряжений на основе деформационно-кинетического критерия использования значения статической деформации на уровне истинного предела прочности (сопротивления отрыва).

При малоцикловом нагружении с заданным размахом упругопластической деформации кривую усталости описывают в координатах «размах (или амплитуда) упругопластической деформации – число циклов до разрушения». При нагружении с заданной амплитудой нагрузки кривую усталости как в малоцикловой, так и в многоцикловой области принято представлять в координатах «амплитуда напряжения – число циклов до разрушения».

Вместе с тем в области квазистатического усталостного разрушения, когда пластичность образцов при разрушении равна или соизмерима с пластичностью однократного статического растяжения, вследствие упрочнения материала и уменьшения сечения образца от односторонне накапливающейся пластической деформации истинные напряжения в циклах могут существенно отличаться от напряжения исходного цикла.

Циклически разупрочняющаяся сталь ТС особенно активно увеличивает ширину петли гистерезиса с ростом числа циклов нагружения. При повышении температуры с комнатной до 270°C ширина петли гистерезиса возрастает (рис. 1,а) также существенно, как и при комнатной температуре (рис. 1,б). При этом активно односторонне накапливается пластическая деформация, уменьшая сечение образца (рис. 2)

В связи с этим следует считать, что кривая усталости представляется обычно в условных напряжениях.

Как видно из рис. 3,а, в связи с односторонним накоплением пластических деформаций истинные напряжения непрерывно возрастают с увеличением числа циклов нагружения. Так, при условном $\sigma_a = 492$ МПа при $N_p = 86$ циклов (○) максимальное истинное напряжение составило 600 МПа, т.е. напряжение увеличилось на 22 %.

При напряжении (условном), равном 468 МПа ($N_p = 256$ циклов) истинное напряжение (Δ) к 252 циклу составило 679 МПа: увеличилось на 45 % по сравнению с исходным. Напряжение в цикле возросло до 753 МПа (увеличение на 61 %). Снижение амплитуды условных напряжений до 364 МПа ($N_p = 3737$ циклов) вызвало повышение истинного напряжения до 390 МПа (□).

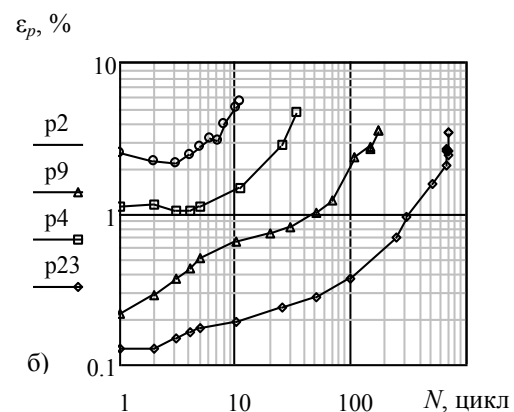
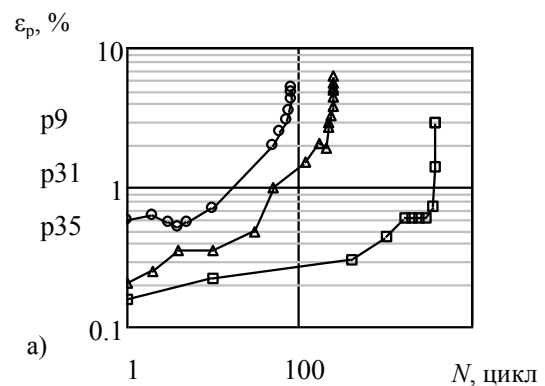


Рис.1. Кинетика ширины петли гистерезиса стали ТС при температуре 270°C (а) и комнатной температуре (б) с ростом числа циклов нагружения.

Максимальное значение в цикле с учетом обратимой пластической деформации (ширины петли гистерезиса) при этом составило 403 МПа (увеличение по сравнению с исходным уровнем напряжения на 11 %).

При исходном напряжении 492 МПа ($N_p = 148$ циклов) превышение истинного напряжения к моменту разрушения (148 циклов) составило 7 % (525 МПа), а напряжение в цикле возросло с 492 МПа до 559 МПа (т.е. на 13,5 %).

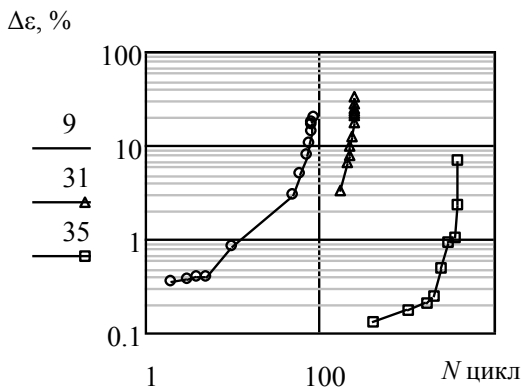
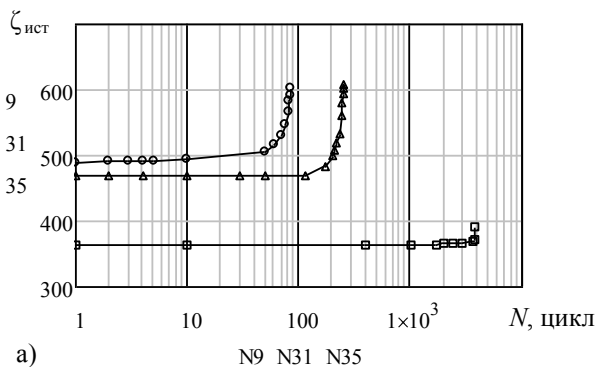
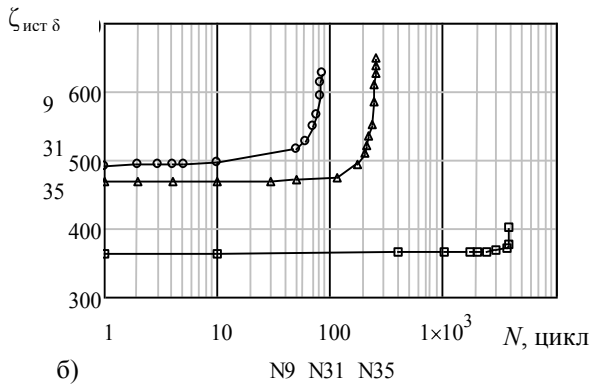


Рис. 2. Накопление деформаций с ростом числа циклов нагружения стали ТС при температуре 270°C.



а)



б)

Рис. 3 Кинетика истинных напряжений стали ТС с ростом числа циклов упругопластического деформирования при 270°C от одностороннего накопления деформаций (а) и от роста обратимой пластической деформации в циклах (б).

При долговечности $N_p = 168$ циклов напряжение к 150 циклу составило 532 МПа и по сравнению с исходным значением 484 МПа повысилось на 10 % (532 МПа).

Разрушение в 4 цикла с исходным условным напряжением 578 МПа после истинного напряжения от односторонне накопленной пластической деформации в 6,8 % началось по достижении истинного напряжения величиной 615 МПа (увеличение на 6 %). Однако деформация последнего (четвертого) цикла составила 10,5 % и увеличение истинного напряжения в цикле составило 66 % ($\sigma_{ист} = 957$ МПа).

На практике статические и циклические свойства конструкционных материалов представляют в условных напряжениях (амплитуда условных напряжений, предел прочности, предел текучести). Вместе с тем при статическом разрушении принято представлять в условных напряжениях: (○) – на рис. 4, а, б.

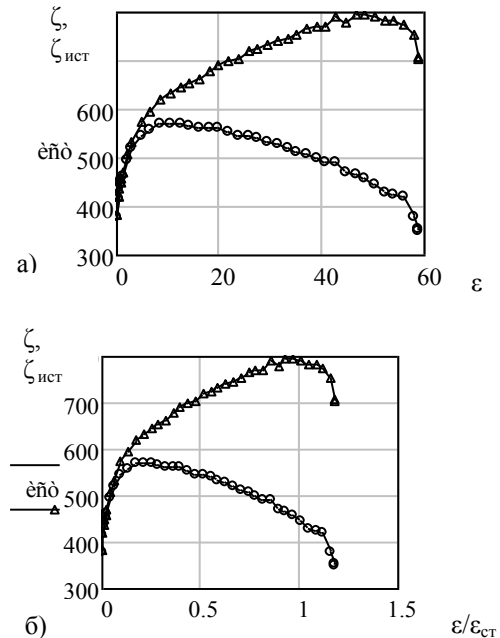


Рис. 4. Условная (○) и истинная (Δ) кривая статического разрушения стали ТС при температуре 270°C.

Кривая статического разрушения стали ТС имеет малую равномерную деформацию (приблизительно 10 % от общей деформации), что характеризует указанную сталь как типичный циклически разупрочняющийся материал.

Было показано [1], что чем больше равномерная деформация (деформация на уровне предела прочности ζ_b), тем более материал склонен к упрочнению. Для упрочняющихся материалов равномерная деформация составляет более 50 % от общей деформации.

Истинные напряжения при статическом деформировании стали ТС непрерывно увеличиваются, достигают максимального значения (сопротивления отрыву – истинному пределу прочности), при котором наступает потеря устойчивости пластической деформации с образованием шейки (рис. 4) или хрупкий отрыв. В последнем случае истинный предел прочности совпадает с расчетным значением $\epsilon_{ст}$.

Истинный предел прочности определяет несущую способность материала как при статическом, так и при циклическом разрушении.

В связи с описанными изменениями напряжений при квазистатическом разрушении накопление повреждений целесообразно описывать в деформациях, которые могут быть легко измерены.

Накопление повреждений при циклическом нагружении в области квазистатического разрушения может быть описано в виде [1]:

$$\eta = \int_0^N \frac{\varepsilon_p^2}{\varepsilon_{ст}^2} dN + \int_0^N \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon_{ст}} dN \quad (1)$$

и в предельном случае

$$\int_0^{N_p} \frac{\varepsilon_p^2}{\varepsilon_{ст}^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon_{ст}} dN = 1 \quad (2)$$

где ε – пластическая деформация в цикле, $\Delta\varepsilon$ – односторонне накопленная деформация, $\varepsilon_{ст}$ – деформация при статическом разрушении, соответствующая истинному пределу прочности (рис. 4).

Для стали ТС при температуре 270°C $\varepsilon_{ст}$ составило около 50 % (на рис. 4 общая деформация отнесена к 50 %).

Таким образом, при статическом и циклическом нагружении имеет место значительное увеличение истинных напряжений.

Несущую способность при статическом и циклическом нагружении определяют истинный

предел прочности (сопротивление отрыву) и соответствующая ему пластическая деформация, значение которой используется в деформационно-кинетическом критерии при оценке уровней накопленных повреждений и предельных состояний (образование макротрещины).

Кинетику истинных напряжений необходимо учитывать как на стадии проектирования, так и на стадии решения вопроса о продлении ресурса конструкции, отработавшей свой ресурс.

1. Романов А.Н. Критерии усталостного разрушения металлов. Приложение №6 к журналу «Справочник», Изд-во «Машиностроение», 2007 г., 34 с.
2. Romanov A.N., Nesterenko G.I., Filimonova N.I. Damage Accumulation under Variable Loading of Cyclically Hardening Material at the Stages of Formation and Development of Cracks // [Journal of Machinery Manufacture and Reliability](#). Vol. 47. No 5. 2018. pp. 414-419.
3. A.N. Romanov, N.I. Filimonova. Deformation Resistance and Damage Accumulation of Unstable Structural Material under Cyclic Elastoplastic Deformation // [Journal of Machinery Manufacture and Reliability](#). Vol. 48. No 5. 2019. pp. 440-445.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА Ф4УВ15 ПРИ СМАЗКЕ МОРСКОЙ ВОДОЙ

М.Н. Роцин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Россия; roschin50@yandex.ru

В работе рассматриваются вопросы трения при смазке морской водой. Изучены трибологические параметры при трении композиционного синтетического материала Ф4УВ15 с износостойкими покрытиями: Al_2O_3 , Cr_3C_2 и WC. В результате испытаний выявлено, что меньшую интенсивность изнашивания имеет материал Ф4УВ15 при трении по покрытию WC.

Введение.

Актуальность проблемы создания подшипников, смазываемых водой, определяется в первую очередь тем, что её решение дает возможность использовать для смазки подшипников рабочую жидкость машины; это позволяет улучшить конструкцию многих механизмов. Смазка подшипников водой позволяет упростить конструкцию и уменьшить габариты за счет устранения разделительных уплотнений и автономной системы смазки с баками, теплообменниками и пр. Смазка водой оправдана в тех случаях, когда машина работает в водяной среде (водяные насосы, опоры гребных винтов, подводный механизированный инструмент и т. д.). В отдельных случаях применяют водяную смазку и на машинах общего назначения.

С развитием науки и технологии в последние годы разработан ряд композиционных материалов на основе фторопласта, наполненного стеклом (Ф4С15), коксом (Ф4К20), углеродными волокнами (Ф4УВ15), дисульфид молибденом, металлофторопластовые композиции (Ф4К15М5) и др. Фторопластовые композиционные материалы работают в условиях достаточно агрессивных сред. Материал Ф4УВ15 не подвергается воздействию множества химических веществ и может заменить в узлах скольжения керамику и фторопласт, превосходя их значительно по характеристикам. Он также является подшипниковым материалом для работы всухую и обладает очень высокой износостойкостью и низким коэффициентом трения. Применяется в качестве деталей узлов скольжения, работающих в диапазоне температур от -60 до $+250^\circ C$. По совокупности механических свойств материал перспективен для применения в узлах трения, смазываемых морской водой, однако его трибологические свойства в этих условиях практически не изучены [1].

Качество узлов трения в значительной мере зависит от материалов, из которых они изготавливаются. Материалы триботехнического назначения должны сочетать в себе высокую поверхностную прочность с пластичностью, достаточно высокие теплофизические свойства для обеспечения эффективного отвода тепла из зоны фрикционного контакта. Помимо этого материалы пары тре-

ния должны обладать хорошей прирабатываемостью, совместимостью со смазочными материалами для прочного удержания граничных смазочных слоев. Они должны также обладать по возможности высокой конструктивной удельной прочностью σ_b/γ , где σ_b и γ – предел прочности при разрыве и удельный вес материала соответственно.

Цель работы: определение трибологических характеристик материала Ф4УВ15 при трении в условиях смазки морской водой.

Материалы и методы исследования.

Эксперименты выполнены по схеме диск – колодка, диск $\varnothing 50f8$ мм, шириной 12 мм и колодка длиной 18 мм, шириной 10 мм с внутренней поверхностью $\varnothing 50H8$ мм, которая изготовлена из материала Ф4УВ15. Диск (контртело) выполнен из стали 40Х на поверхность трения которого по технологии газотермического напыления [2] нанесены покрытия Al_2O_3 , Cr_3C_2 , WC. Смазка морской водой моделируется раствором состава вода+3% NaCl. Состав раствора составлен на основании исследования [3].

Испытания на износостойкость проводили на машине для испытания материалов на трение и износ ИИ 5018. Шероховатость поверхности измерялась на Профилометре модели 130, производства ОАО «Завод ПРОТОН-МИЭТ», Москва. Микротвердость и механические характеристики поверхностного слоя определяли по диаграмме вдавливания алмазной пирамиды Виккерса на кинетическом микротвердомере CSM (система микроиндентирования на основе компактной платформы CSM-Instruments МНТ-Z-AE-000). Весовой износ определялся на аналитические весы электронные Shinko Vibra НТR-220 CE, производитель: Shinko Vibra, Япония. Испытания на трение проводились в соответствии с РД 50-662-88.

Результаты испытаний.

После плазменного газотермического напыления покрытий поверхности трения были обработаны шлифованием. Параметры шероховатости поверхности трения соответствуют 8 классу.

Методика исследования трибологических свойств композиционных износостойких покрытий базируется на современных представлениях о взаимодействии поверхностей при трении, в основе которых положены модель дискретного кон-

такта твердых тел и гипотеза о двойственной адгезионно - деформационной природе внешнего трения. Схема пары трения «диск-колодка» приведена на рис.1. Подача смазки - нижняя часть диска постоянно находилась в ванне со смазкой. Скорость испытаний составляла 0,5 и 4,0 м/с, нагрузка составляла 0,8 и 0,1 МПа соответственно. Время испытаний составляло 240 мин. В результате испытаний производилась запись момента трения в течение всего времени испытаний и измерялась температура пирометром Sight MS Pro периодически через 15 мин.

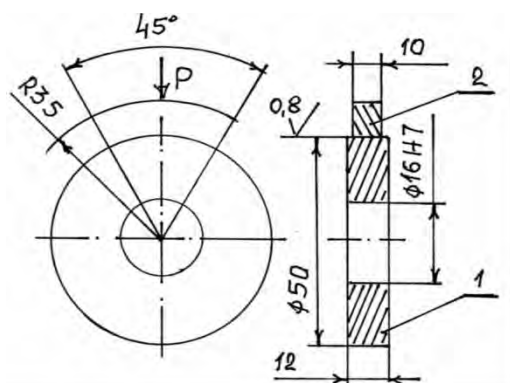


Рис.1. Схема испытаний: 1-диск, 2-колодка

Принцип действия машины заключается в истирании пары образцов, прижатых друг к другу силой P . В процессе работы на нижнем образце измеряют момент трения.

В качестве критерия износостойкости принята интенсивность изнашивания $I = h / L$, где h – величина изношенного слоя за путь трения L . Так как в эксперименте определяли потерю массы в результате износа, то пересчет её на величину изношенного слоя производили по следующим формулам. Для образцов с газотермическим покрытием за период испытаний $I_1 = h_1 / L = \Delta q_1 / (\rho_1 v t_u b \pi d) = \Delta q_1 / (\rho_1 v t_u A_a)$, где h_1 – изношенный слой диска за время t_u , t_u – время испытаний, Δq_1 – потеря массы диска за время t_u , L – путь трения скольжения для всех точек поверхности трения диска за время t_u составлял $v t_u \pi d$, b – размер образца в направлении, перпендикулярном относительному перемещению, определяющий номинальную площадь контакта пары, d – диаметр образца, $A_a = \pi d b$ – номинальная площадь контакта пары (рабочая площадь диска); ρ_1 – плотность диска.

Для образцов колодка за период испытаний интенсивность изнашивания составляет $I_2 = \Delta q_2 / (\rho_2 v t_u b l_k)$, где Δq_2 – потеря массы колодки за время t_u ; ρ_2 – плотность колодки, l_k – длина колодки.

При обработке результатов испытаний определяли интенсивности изнашивания каждого из образцов пары и среднюю для трех испытанных пар. Антифрикционные свойства пар трения оце-

нивали по интенсивности износа образцов-колодка (рис. 2).

Интенсивность износа колодки Ф4УВ15 в паре с диском с покрытием WC при скорости 0,5 м/с и нагрузке 0,8 МПа меньше, чем с покрытиями Al_2O_3 и Cr_3C_2 в 8 и 3,5 раза соответственно, а при скорости 4,0 м/с и нагрузке 0,1 МПа меньше, чем с покрытиями Al_2O_3 и Cr_3C_2 в 10 и 2,5 раза соответственно. Коэффициент трения при скорости 0,5 и 4,0 м/с и нагрузке 0,8 и 0,1 МПа пары трения Ф4УВ15 и покрытия WC составляет 0,166 и 0,482, а с покрытиями Cr_3C_2 0,184 и 0,336, а с покрытием Al_2O_3 0,206 и 0,491 соответственно.

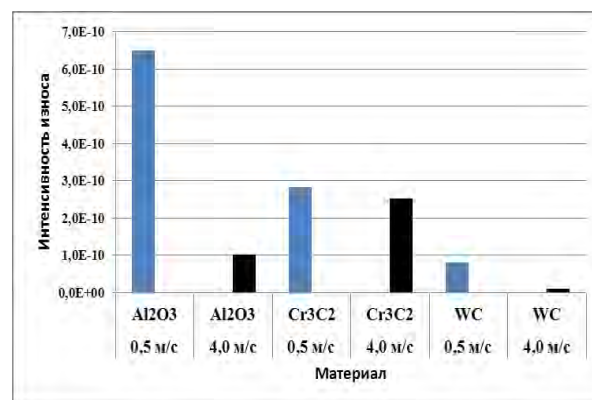


Рис. 2. Интенсивность износа колодки Ф4УВ15 при скоростях 0,5 и 4,0 м/с и нагрузке 0,8 и 0,1 МПа соответственно.

Выводы.

Проведенные исследования показали, что интенсивность износа колодки Ф4УВ15 в паре с диском с покрытием WC при скорости 0,5 м/с и нагрузке 0,8 МПа меньше, чем с покрытиями Al_2O_3 и Cr_3C_2 в 8 и 3,5 раза соответственно, а при скорости 4,0 м/с и нагрузке 0,1 МПа меньше, чем с покрытиями Al_2O_3 и Cr_3C_2 в 10 и 2,5 раза соответственно.

1. Материал Ф4УВ15 (ТУ 6-05-1876-79).
2. Алисин В.В., Рощин М.Н., Владиславлев А.А. Технология получения износостойких металлокерамических покрытий с ультрадисперсной упрочняющей фазой // Сб. Перспективные материалы и технологии. НАНОКОМПОЗИТЫ. (космический вызов 21 века, том 2). Под ред. А.А Берлина и И.Г. Ассовского -Торус Пресс, М., 2005. - С.59-68.
3. Experimental study on wear behaviors of TBM disc cutter ring under drying, water and seawater conditions/Xuhui Zhang, Yimin Xia, Yichao Zhang et al. //Wear. – 2017. - Vol. 392–393. – P. 109- 117.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НОВЫХ УГЛЕРОДОСОДЕРЖАЩИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

М.Н. Роцин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; roschin50@yandex.ru

Установлено, что при нагрузке 1,0 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 18% и 22%, чем у материала «Арголон-2D» соответственно, а при нагрузке 0,5 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 21% и 29% соответственно, чем у материала «Арголон-2D».

Введение.

В условиях длительных полетов космических аппаратов в открытом космосе для обеспечения работоспособности узлов трения, например, механизмов поворота антенн, требуются материалы с хорошими антифрикционными свойствами. Для работы в условиях высоких температур в узел трения должен входить неметаллический материал. Наибольший интерес в этих условиях представляют керамические и углеродные композиты [1]. Узлы трения, как правило, работают в условиях динамического нагружения и вибраций, поэтому к материалам триботехнического назначения предъявляются повышенные требования по трещиностойкости.

Поиск новых материалов и правильный выбор их для узлов трения – один из эффективных путей повышения надежности и долговечности машин. Проблема выбора материалов для узлов трения усложняется еще тем, что в экстремальных условиях испытаний работы узлов трения необходимо создать условия близкие к реальным. Моделирование работы узлов трения, работающих при высоких температурах, усложняется созданием специального оборудования и методики проведения эксперимента. Отсутствие унифицированных методов испытаний объясняется сложностью процессов, происходящих при трении, наличием большого числа факторов, влияющих на процесс трения.

Большой интерес при создании узлов трения представляют углеродосодержащие композиционные материалы (УУКМ), содержащие углеродный армирующий элемент в виде дискретных волокон. Достоинствами УУКМ являются малая плотность (1,3...2,1 т/м³); высокие теплоемкость, сопротивление тепловому удару, эрозии и облучению; высокие прочность и жесткость [2]. Широкое применение УУКМ в узлах трения при высоких температурах сдерживается в связи с тем, что коэффициент трения имеет высокое значение.

Цель работы - исследовать трибологические свойства углеродосодержащих материалов "Хардкарб" и "Хардкарб-Т" при трении по стали 40Х13 при удельной нагрузке 0,5 и 1,0 МПа и диапазоне температур (20...800°C).

Оборудование и материалы.

Для решения поставленной задачи было рассмотрено три вида УУКМ:

- объемно-армированный углеродосодержащий композиционный материал марки «Арголон-2D» [3];
- материал углеродный 2D армированный "Хардкарб", изготовленный из углеродной технической ткани типа Т-0,5П-22Н (вискоза) [4];
- материал углеродный 2D армированный "Хардкарб-Т", изготовленный из углеродистой ткани типа Саржа 2/2-1000-12К-400 (ПАН волокно).

Испытаниям были подвергнуты 3 вида образцов: материал «Арголон-2D», «Хардкарб» и «Хардкарб-Т». Сравнительные трибологические испытания проводились на высокотемпературном стенде ВТМТ-1000, разработанном в ИМАШ РАН, обеспечивающий режим трения образцов по пальчиковой схеме в интервале температур 20...1000°C в условиях удельных нагрузок 0,12...1,0 МПа. В процессе испытаний осуществлялся контроль нагрузки на испытываемые образцы, скорости вращения шпинделя установки, времени испытаний, момента трения и температуры.

Испытания проводились на образцах 10x10x8 мм из выбранных материалов, в паре трения со сталью 40Х13. Площадь контакта составляла 300 мм², средний диаметр расположения образцов – 66 мм, линейная скорость – 0,16 м/с, осевая нагрузка: 0,5 и 1,0 МПа.

В результате испытаний была установлена зависимость коэффициента трения при нагрузке 0,5 и 1,0 МПа и температуре от 20°C до 800°C для испытываемых образцов материалов: «Арголон-2D» и «Хардкарб». Результаты испытаний приведены на рис.1 и 2.

Испытание материалов «Арголон-2D» и «Хардкарб» при трении по стали 40Х13 в режимах температур от 20°C до 300°C имеет близкие значения коэффициента трения при нагрузке 0,5 и 1,0 МПа. При температуре выше 300°C коэффициент трения обоих материалов растет при нагрузке 0,5 и 1,0 МПа.

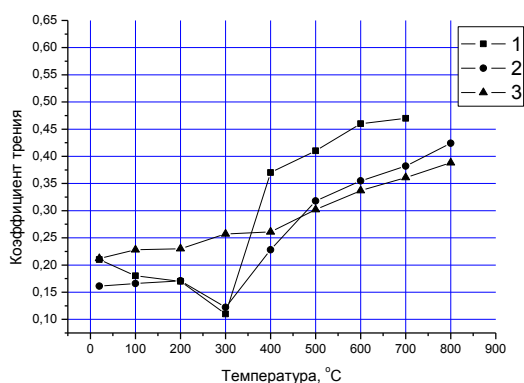


Рис.1. Зависимость коэффициента трения от температуры при нагрузке 1,0МПа материалов: 1-«Арголон-2D», 2- «Хардкарб», 3-«Хардкарб-Т»

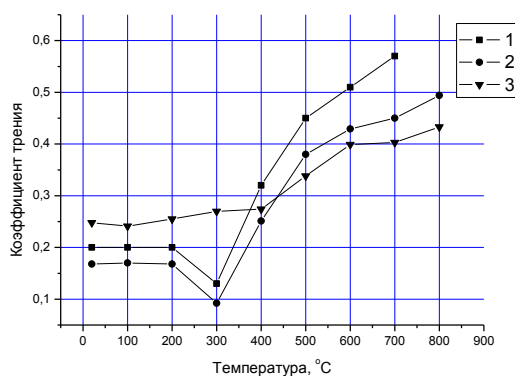


Рис.2. Зависимость коэффициента трения от температуры при нагрузке 0,5МПа материалов: 1-«Арголон-2D», 2- «Хардкарб», 3-«Хардкарб-Т».

При нагрузке 1,0 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 18% и 22%, чем у материала «Арголон-2D», соответственно. При нагрузке 0,5 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 21% и 29% соответственно, чем у материала «Арголон-2D».

Выводы.

Проведенные исследования показали, что при нагрузке 1,0 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 18% и 22%, чем у материала «Арголон-2D» соответственно. При нагрузке 0,5 МПа и температуре 700°C коэффициент трения для образцов из материалов «Хардкарб» и «Хардкарб-Т» меньше на 21% и 29% соответственно, чем у материала «Арголон-2D».

1. Алисин В.В., Рошин М.Н., Лукьянов А.И. и др. Разработка и исследование узлов трения, работающих при высоких температурах, применительно к космическим аппаратам// Вестник НПО им. С.А. Лавочкина. 2019. № 1. С. 61-65.
2. Новые материалы. Колл. авторов. Под научной редакцией Ю.С. Карабасова. – М: МИСИС. – 2002 – 736 с.
3. Roshchin M.N. Modification of surface friction cccm pairs of tin selenide for high temperatures// Journal of Advanced Research in Technical Science. – North Charleston, USA: SRC MS, CreateSpace. – 2019. – Issue 14, Volume 1, p.35-38.
4. Материал углеродный 2D-3D армированный «ХАРДКАРБ». Технические условия ТУ28.99.39-002-49798825-2018.

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЕЧЁННОГО СПЛАВА (Al-12Si)-40Sn

Н.М. Русин, А.Л. Скоренцев*

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томск, Россия; skoralexan@mail.ru*

Исследуемый антифрикционный материал был получен путем спекания прессовок из смеси порошков сплава Al-12Si и чистого Sn, взятых в соотношении 3:2. С целью устранения остаточных пор, спечённые образцы были доуплотнены при 250 °С. Трибологические свойства сплава исследовались при сухом трении по схеме «палец-диск». Было установлено, что интенсивность изнашивания образцов снижается с увеличением скорости скольжения. Причины такого поведения спечённого сплава (Al-12Si)-40Sn при фрикционной нагрузке обсуждаются.

Введение. Сплавы системы Al-Sn широко применяются в качестве антифрикционного материала. Обычно их не используют в виде монометаллических вкладышей к подшипникам скольжения, а наносят в виде тонкого покрытия более жёстких стальных вкладышей [1]. Процесс нанесения такого покрытия является технически сложным, и задача получения на основе указанной системы прочного материала, который можно было бы использовать как монометаллический антифрикционный вкладыш, является актуальной.

Проблема получения прочного материала на основе системы Al-Sn осложняется тем, что в твёрдом алюминии растворимость легирующих элементов резко снижается, и образующийся при остывании расплава их избыток попадает в олово и ухудшает его смазочные свойства. Кремний, в отличие от указанных элементов, в олове не растворяется и, следовательно, может быть использован в качестве упрочняющего алюминиевую матрицу элемента [2, 3].

Правда, смачиваемость его жидким оловом плохая, поэтому число контактов между Si и Sn в сплаве следует свести к минимуму. С этой целью для получения композитов Al-Sn-Si можно использовать метод порошковой металлургии и кремний вводить не непосредственно в расплав Al-Sn, а использовать в виде упрочняющей добавки в порошках силумина, которые и следует спекать с порошками олова в заданной пропорции. В ходе предварительного исследования было установлено, что максимальной износостойкостью при сухом трении по стали обладает композит, содержащий около 40 вес.% Sn [4].

Целью данной работы было исследование влияния скорости скольжения на интенсивность изнашивания спечённого сплава (Al-12Si)-40Sn при сухом трении.

Материал и методика эксперимента. В работе использовались порошки сплава Al-12Si и чистого Sn. Они смешивались в весовой пропорции 60:40, прессовались и спекались в вакуумной печи вблизи температуры плавления эвтектики Al-Si. Спечённые заготовки доуплотнялись в закрытом штампе при 250 °С и испытывались на износостойкость при сухом трении по стальному диску на

триботестере «Tribotechnic» (France) по схеме «палец-диск». Площадь контактной поверхности составляла 4 мм². Заданная скорость вращения диска составляла 0,3-0,9 м/с. Поверхности трения образцов и диска перед испытаниями полировались на сукне с нанесённой алмазной пастой, а затем промывались в ацетоне.

Результаты и их обсуждение. Результаты измерений интенсивности изнашивания спечённых образцов состава (Al-12Si)-40Sn представлены в табл. 1. Из неё следует, что скорость скольжения (V) и давление (P) являются внешними факторами, существенно влияющими на интенсивность изнашивания (Ih) спечённого композиционного сплава. Причём, увеличение P приводит к росту величины Ih , а рост V , напротив, к её снижению. Так, при росте P от 1 до 5 МПа величина Ih практически удваивается, но заметно снижается при увеличении V от 0,3 до 0,9. С увеличением давления темпы её роста несколько замедляются. То есть, влияние членов энергетического параметра (PV) на величину Ih композита (Al-12Si)-40Sn разнонаправлено.

Таблица 1. Влияние скорости скольжения и давления на интенсивность изнашивания сплава (Al-12Si)-40Sn при сухом трении

Скорость скольжения, м/с	Давление, МПа			
	1	3	4	5
0,3	0,16	0,26	-	0,32
0,6	0,12	0,18	0,23	0,26
0,9	0,10	0,16	0,19	0,20

Это интересный результат, поскольку рост и давления и скорости скольжения приводит, прежде всего, к разогреву поверхности трения за счёт более интенсивного деформирования её слоёв. В свою очередь, разогрев приповерхностного слоя вызывает его размягчение, а значит и более интенсивную его деформацию силами трения. Правда, деформация эта осуществляется не за счёт одновременного сдвига всей поверхности трения алюминиевого образца, а дискретно в местах скольжения внедрённых в поверхность твёрдых неровностей контртела.

Алюминий – химически активный элемент, но в обычных условиях покрыт плотной инертной оксидной плёнкой, придающей ему инертность во

многих средах. Локальный же сдвиг приповерхностного материала приводит к разрушению оксидного покрытия и появлению «ювенильных» участков поверхности. Эти участки при соприкосновении с воздухом начинают быстро окисляться, и одновременно могут схватываться с противоположной стальной поверхностью. Один из этих процессов может быть преобладающим, тогда мы имеем дело либо с окислительным изнашиванием, либо с изнашиванием схватыванием. Чтобы определить, какой из видов изнашивания преобладает, рассмотрим поверхности трения контртел, приведённых ниже.

На изображениях поверхностей трения образцов (рис. 1) светло-серые области отвечают разрушенным участкам поверхности, заполненным частицами износа, а тёмные области соответствуют неразрушенным участкам, на которых видны канавки, образовавшиеся вследствие деформации материала внедрившимися неровностями контртела. В принципе, поверхности трения похожи, разве что ширина канавок с ростом скорости скольжения уменьшается. Это, в общем, соответствует размерам налипков на дорожках трения стального диска, которые приведены на нижних картинках.

То есть, в процессе сухого трения на дорожке трения формируется дискретный слой переноса, размер частиц которого снижается с увеличением скорости скольжения. Эти частицы более тверды, чем поверхность образцов, поскольку расположены на твёрдой подложке и испытали дополнительную деформацию, перед тем как прилипнуть к ней. Несомненно, что поверхность таких частиц покрыта оксидной плёнкой и становится химически

инертной по отношению к образцам испытываемого сплава. Следовательно, при скольжении прилипания к ним алюминия на обнажившихся участках поверхности не происходит. Это подтверждают и приведённые снимки, так как на дне деформационных канавок следы вырывов, характерных для изнашивания схватыванием отсутствуют.

Видно, что разрушение поверхности трения образцов происходит за счёт отслаивания многократно деформированных неровностями контртела участков. При малой скорости скольжения отслаивание происходит на большой площади, и образуются большие частицы износа. Некоторая их часть прилипает к поверхности дорожки трения, а оставшиеся перемалываются и выносятся за её пределы. Более вязкое разрушение приповерхностных слоёв вследствие их разогрева с увеличением скорости скольжения приводит к образованию более мелких частиц износа.

Повышение давления обычно приводит к увеличению числа внедрившихся неровностей и незначительно увеличивает глубину их внедрения. Число канавок деформации за единицу пути скольжения возрастает, а, следовательно, и интенсивность образования частиц износа. Однако скорость деформации, а с ней и скорость тепловыделения, зависит при этом, прежде всего, от скорости скольжения. При неизменной теплопроводности материала образца и контртела, разогрев поверхности трения будет определяться указанным фактором.

В табл. 2 приведён состав поверхности трения образцов после прохождения ими одинакового расстояния по дорожке трения при неизменном

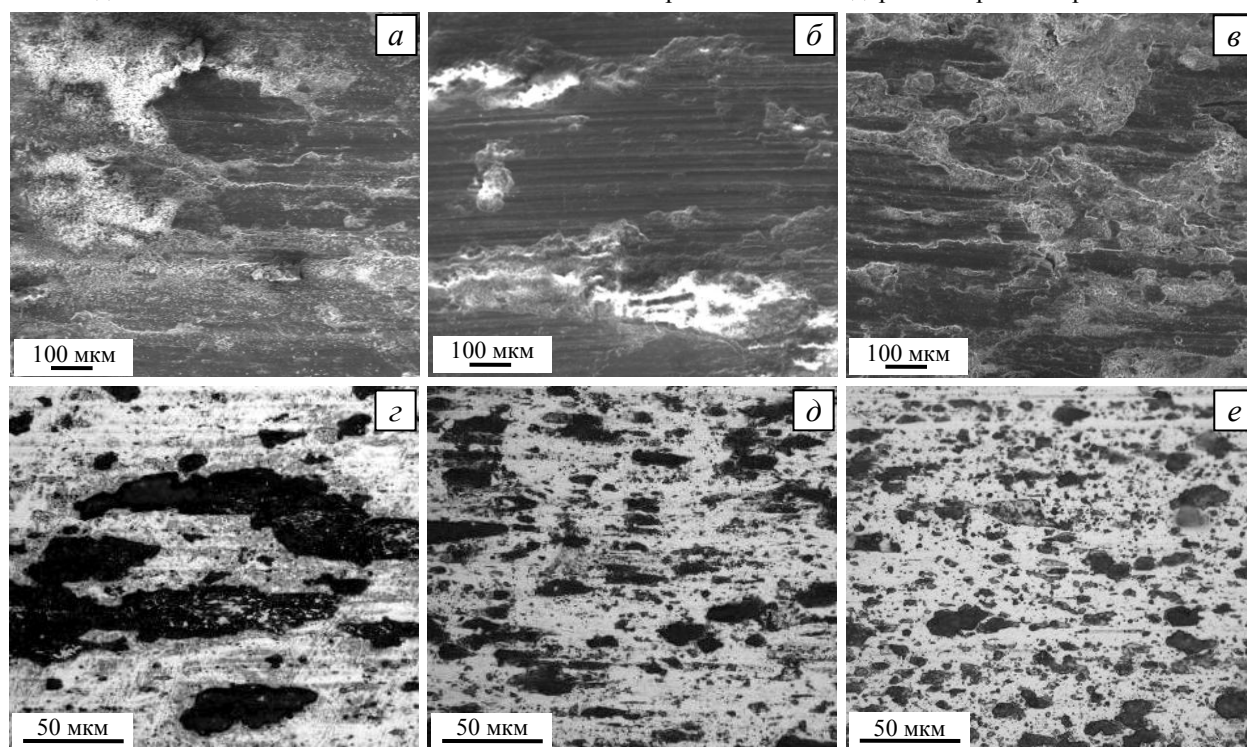


Рис. 1. Поверхности трения образцов (Al-12Si)-40Sn (а, б, в) и соответствующих им дорожек трения на контртеле (г, д, е), полученных при скоростях скольжения: 0,3 (а, г), 0,6 (б, д) и 0,9 (в, е). $P = 5$ МПа

составе диска, приложенном давлении и скорости скольжения.

Таблица 2. Влияние скорости скольжения на состав поверхности трения образцов сплава (Al-12Si)-40Sn. P = 5 МПа

V, м/с	Состав поверхности трения, % вес				
	O	Fe	Si	Sn	C _{Sn} /C _{Al}
0,3	40,2	7,2	4,1	22,2	0,84
0,6	48,7	9,1	3,6	18,2	0,89
0,9	34,7	24,1	2,6	18,2	0,89

Видно, что концентрация кремния на поверхности трения остаётся стабильной. Также соотношение алюминия и олова на поверхности трения почти не зависит от скорости скольжения и мало отличается от исходного (~0,83). То есть, разогрев поверхности трения образца фактически не приводит к выдавливанию на его поверхность оловянной смазки. Это может быть результатом как быстрого отвода тепла и малым разогревом поверхности, так и следствием затруднения подачи олова по извилистым и узким каналам, то есть, следствием неразвитости оловянной сетки.

Одновременно, из табл. 2 следует, что с увеличением скорости скольжения растёт концентрация железа, перенесённого с диска на поверхность трения образца. Перенесённые частицы микростружки внедряются в поверхность образца и дополнительно защищают её от воздействия поверхностных неровностей, расположенных на дорожке трения. Видимо, этим можно объяснить меньшую интенсивность изнашивания образцов, испытанных при больших скоростях скольжения (табл. 1).

В тоже время, мелкие частицы износа образуют более тонкий слой переноса на дорожке трения (рис. 1в), который не столь эффективно защищает её поверхность от абразивного воздействия оксидов, образующихся на поверхности трения образца. Твёрдые оксиды периодически достают поверхность диска и снимают с неё микростружку. Однако нельзя исключить вероятность того, что

наряду с оксидами частицы твёрдого кремния также царапают поверхность диска и образуют микростружку.

По результатам работы можно сделать следующие выводы.

1. Интенсивность изнашивания спеченных сплавов (Al-12Si)-40Sn при фрикционном контакте со сталью возрастает с увеличением давления на поверхность трения и снижается при возрастании скорости скольжения;

2. При сухом трении композита (Al-12Si)-40Sn по стали микрочастицы железа переносятся с дорожки трения на поверхность образца и защищают её от абразивного воздействия поверхностных неровностей контртела. С увеличением скорости скольжения концентрация микрочастиц железа возрастает, их плакирующий эффект усиливается, и интенсивность изнашивания алюминиевого образца снижается.

3. Основным механизмом изнашивания композитов (Al-12Si)-40Sn является отслаивание силенодеформированных поверхностных слоёв материала. В случае таких композитов отслаивание в основном происходит по оловянным прослойкам.

Работа выполнена в рамках программы фундаментальных исследований СО РАН на 2017-2020 годы (Программа III.23.2).

1. Буше Н.А., Двоскина В.А., Раков К.М., Гуляев А.С. Подшипники из алюминиевых сплавов. М.: Транспорт. 1974. 256 с.
2. Yuan G.-C., Zhang X.-M., Lou Y.-X., Li Z.-J. Tribological characteristics of new series of Al-Sn-Si alloys // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2003. V.13. № 4. P.774-780.
3. Миронов А.Е., Белов Н.А., Столярова О.О. (ред.) Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения. М.: Изд. дом МИСиС. 2016. 222 с.
4. Русин Н.М., Скоренцев А.Л., Гурских А.В. Влияние олова на структуру, механические и трибологические свойства спечённого сплава Al-12Si // Журнал Сибирского федерального университета. Серия: Техника и технологии. 2018. Т.11. № 4. С.433-442.

ТЕРМОРЕЛАКСАЦИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ ЛАЗЕРНО-УДАРНО-ВОЛНОВОЙ ОБРАБОТКЕ ЖАРОПРОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Г.Ж. Сахвадзе¹, Р.З. Кавтарадзе², Г.Г. Сахвадзе^{1,3}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; sakhvadze@mail.ru

²Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

³Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия

В работе исследуются особенности терморелаксации сжимающих остаточных напряжений (СОН), сгенерированных при лазерно-ударно-волновой обработке (ЛУВО) высоколегированной жаропрочной стали 37X12H8Г8МФБ. Проведено конечноэлементное моделирование (КЭМ) процесса терморелаксации сгенерированных СОН. Получены закономерности влияния термических воздействий на характер перераспределения СОН в температурном диапазоне от 200 до 650°C. Сравнительный анализ показал, что полученные в результате КЭМ данные хорошо коррелируются с известными в литературе экспериментальными данными.

Постановка задачи.

Высоколегированные жаропрочные стали 37X12H8Г8МФБ, исследуемые в настоящей работе, в основном используются в ответственных компонентах авиационных двигателей, которые работают в условиях высокой температуры и всегда подвержены циклическим нагрузкам. Обычно повреждения компонентов авиационных двигателей происходят из-за возникновения микротрещин на поверхности. Сжимающие остаточные напряжения (СОН), сгенерированные при ЛУВО, может существенно улучшить усталостные характеристики металлических материалов, и они будут сопротивляться возникновению и распространению трещин. Однако эти СОН могут быстро релаксироваться при повышенных температурах. В литературе очень мало данных о влиянии ЛУВО на механические свойства стали 37X12H8Г8МФБ при повышенных температурах. В данной работе исследуется процесс терморелаксации СОН при повышенных температурах методом конечных элементов.

Исследуемый материал.

С целью проведения сравнительного анализа и проверки адекватности разработанной численной модели расчета, КЭМ было исследовано для материала, который использовался в экспериментах [1] - высоколегированной жаропрочной стали 37X12H8Г8МФБ (ее зарубежный аналог – Iron GH2036 alloy). Ее физико-механические характеристики приведены в таблице 1.

Таблица 1. Физико-механические характеристики высоколегированной жаропрочной стали 37X12H8Г8МФБ

Характеристика	Значение	Размерность
Предел текучести	600	МПа
Предел прочности	1000	МПа
Модуль упругости	203	ГПа
Твердость по Бринеллю	269	МПа
Коэффициент температурного расширения	$15,9 \cdot 10^{-6}$	1/град
Коэффициент теплопроводности	17,14	Вт/(м·град)
Теплоемкость	440	Дж/(кг·град)

Схематизация численного моделирования.

Предложенная в настоящей работе стратегия конечноэлементного моделирования (КЭМ) определения терморелаксации СОН, сгенерированных при ЛУВО, состоит из трех шагов (рис. 1, область КЭМ обведена пунктирными линиями) [2]: 1) вычисление собственных деформаций, вызванных с применением технологии ЛУВО путем решения явной задачи динамического анализа посредством МКЭ-пакета LS-DYNA; 2) далее решается неявная задача ANSYS, где полученные на шаге 1 собственные деформации вводятся в качестве входных данных, и выполняется решение задачи для определения полных СОН, вызванных технологией ЛУВО; 3) полученные на шаге 2 СОН являются входными данными для решения неявной сопряженной термомеханической задачи в ANSYS, где добавляется термонапряжение по поверхности исследуемого материала и вычисляется терморелаксация СОН.



Рис. 1. Схема моделирования технологии ЛУВО и определения терморелаксации остаточных напряжений

Следует заметить, что при моделировании процессов ЛУВО возникают большие вычислительные затраты. Чтобы существенно уменьшить их, был использован опробованный метод собственных деформации [3]. Более подробно особенности чис-

ленного моделирования, дискретизации по сетке и по времени приведены в [4-8].

Материальные константы для высоколегированной жаропрочной стали 37X12Н8Г8МФБ приведены в таблице 2 [1].

Таблица 2. Константы для модели Джонсона-Кука для высоколегированной жаропрочной стали 37X12Н8Г8МФБ

Константа	Значение	Размерность
<i>A</i>	900	МПа
<i>B</i>	1200	МПа
<i>C</i>	0,0092	-
<i>n</i>	0,6	-
<i>m</i>	1,27	-

Анализ терморелаксации остаточных напряжений.

Рассмотрим эффект влияния термообработки (температуры и времени отжига) на терморелаксацию созданных при ЛУВО полей СОН. На микроуровне процесс терморелаксации в материале осуществляется термически активными процессами, которые аналитически успешно описываются моделью Зинера-Верта-Аврами с помощью уравнения (1) [2]:

$$\frac{\sigma^{res}}{\sigma_0^{res}} = \exp[-(At_a)^m], \quad (1)$$

где σ_0^{res} являются начальными СОН до отжига, σ^{res} - остаточные напряжения при заданном времени отжига t_a и при заданной температуре отжига T_a ; m - численный параметр, в основном зависящий от доминирующего механизма релаксации; A - это функция, зависящая от свойств материала и температуры, которую можно определить следующим образом [2]:

$$A = B \cdot \exp\left(-\frac{\Delta H}{kT_a}\right), \quad (2)$$

где B - постоянная величина для данного материала (для исследуемого нами материала она равна $2,05 \times 10^{12} \text{ мин}^{-1}$ [2]); k - постоянная Больцмана (для исследуемого материала она равна $8,617343 \times 10^{-5} \text{ эВ/К}$ [2]); ΔH - энтальпия активации материала при релаксации; T_a - температура отжига.

Для анализа уравнение (1) удобнее переписать следующим образом:

$$\ln\left[\ln\left(\frac{\sigma_0^{res}}{\sigma^{res}}\right)\right] = m \ln A + m \ln t_a. \quad (3)$$

На рис. 2 в качестве примера показан график зависимости $\ln[\ln(\sigma_0^{res}/\sigma^{res})]$ от $\ln t_a$ при заданной температуре отжига T_a . Как видим, эта зависимость почти линейная, при этом угол наклона этой линии численно равен m_i [2]. За истинным значением m берется среднее значение наклонов всех линий. После этого из формулы (2) легко можно определить энтальпию активации процесса релаксации ΔH . Согласно пученным данным, значения m равны 0,22; 0,31; 0,311; 0,412; 0,512 и 0,513 при температурах 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C и 650°C, соответственно. Таким образом, получаем, что среднее значение m составляет 0,38, а значение ΔH составляет около 1,88 эВ. Зная m и ΔH , из уравнения

(2) можно определить, например, время отжига t_a , при котором достигается заданный уровень СОН (σ^{res}).

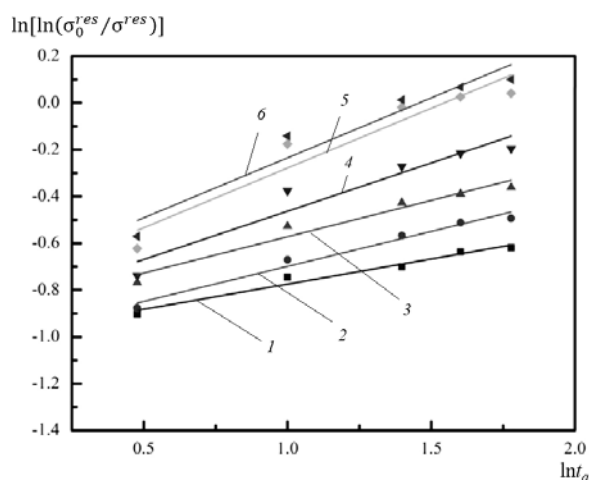


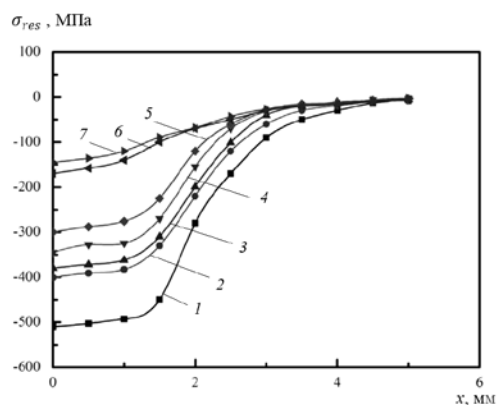
Рис. 2. Влияние времени отжига t_a на терморелаксацию СОН при разных температурах отжига T_a : 1 - $T_a = 200^\circ\text{C}$; 2 - $T_a = 300^\circ\text{C}$; 3 - $T_a = 400^\circ\text{C}$; 4 - $T_a = 500^\circ\text{C}$; 5 - $T_a = 600^\circ\text{C}$; 6 - $T_a = 650^\circ\text{C}$

Полученные результаты и их анализ.

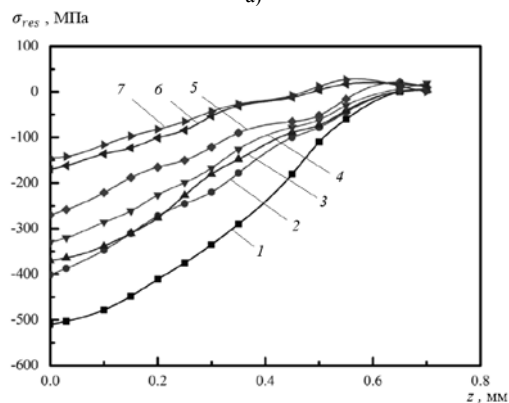
На рис. 3. показаны распределения поверхностных и приповерхностных СОН при разных температурах отжига T_a . Как видно, максимальные СОН наблюдаются в поверхностном слое, которые составляет около 510 МПа. Глубина упрочненного слоя со значительными СОН составляет примерно 0,62 мм. Исследования показывают, что СОН уменьшаются по мере удаления от поверхности. Кроме того, на определенной глубине (это - примерно 0,58 мм) появляются и небольшие нежелательные растягивавшие остаточные напряжения (РОН).

Из количественного и качественного анализа данных, приведенных на рис. 3 следует, что релаксация СОН активно происходит при различных температурах в диапазоне от 200 до 650°C. Можно сделать важное заключение: они полностью не обнуляются даже при температуре 650°C. Максимальные СОН уменьшаются с - 510 МПа (сразу после ЛУВО, до приложения термического нагрузки) до 401 МПа (при температуре отжига 200°C), - до 370 МПа (при температуре 300°C), до - 330 МПа (при температуре 400°C), - до 270 МПа (при температуре 500°C), - до 170 МПа (при температуре 600°C), и до 145 МПа (при температуре 950°C). Время отжига в нашем случае - всюду 60 мин. Эти уменьшения СОН в процентах составляют 21,4%, 27,5%, 35,3%, 47,2%, 66,6% и 71,5%, соответственно. Таким образом, можно заключить, что СОН значительно уменьшаются с ростом температуры отжига, что означает, что влияние температуры на процесс терморелаксации СОН является главенствующим фактором. Также видим, что при повышении температуры от 200 до 650°C максимальная термореле-

лаксация СОН происходит в приповерхностном слое, в глубинных слоях они также этим уменьшаются, но менее интенсивно. Следует также зафиксировать важный факт, что характер распределения остаточных напряжений после терморелаксации становится более равномерным.



а)



б)

Рис. 3. Распределения СОН при разных температурах отжига T_a : а) по поверхности (по оси x); б) в приповерхностной области (по глубине – по оси z): 1 – после ЛУВО (начальное распределение СОН – до приложения термической нагрузки); 2 - $T_a = 200^\circ\text{C}$; 3 - $T_a = 300^\circ\text{C}$; 4 - $T_a = 400^\circ\text{C}$; 5 - $T_a = 500^\circ\text{C}$; 6 - $T_a = 600^\circ\text{C}$; 7 - $T_a = 650^\circ\text{C}$

Таким образом, упрочняющий эффект от технологии ЛУВО и повышение усталостной долговечности материалов, работающих при повышенных температурах, становится более актуальной для критически важных объектов, работающих в околоэкстремальных состояниях эксплуатации.

На рис. 4 показано влияние температуры отжига на характер перераспределения поверхностных и приповерхностных СОН, вызванных ЛУВО. Видно, что остаточные напряжения постепенно релаксируют с увеличением температуры отжига, и на определенной глубине (примерно 0,5 мм) становятся почти нулевыми.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020

год», Соглашение о предоставлении субсидии № 05.607.21.0300, проект RFMEFI60719X0300.

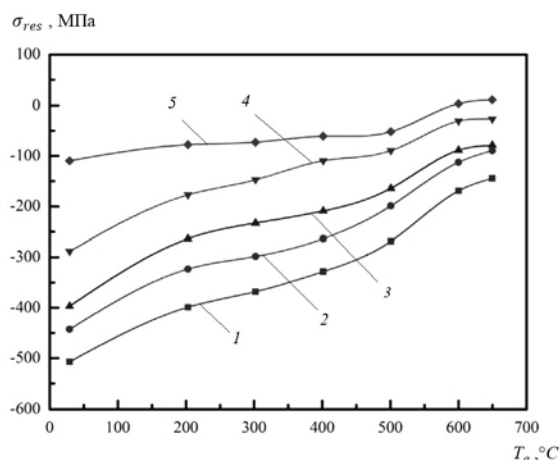


Рис. 4. Характер распределения СОН в зависимости от температуры отжига T_a на поверхности и в приповерхностной области: 1 – на поверхности; 2 - на глубине 0,1 мм; 3 - на глубине 0,2 мм; 4 - на глубине 0,35 мм; 5 - на глубине 0,5 мм

1. Ren X.D., Zhou W.F., Ren Y.P., Xu S.D., Liu F.F., Yuan S.Q., Ren N.F., Huang J.J. Dislocation evolution and properties enhancement of GH2036 by laser shock processing: Dislocation dynamics simulation and experiment // *Materials Science & Engineering A*. 2016. V. 654. P.184–192.
2. Zhong Z., Sagar B., Gokul R. Thermal relaxation of residual stress in laser shock peened Ti–6Al–4V alloy // *Surf. Coat Technol.* 2012. N 206. P.4619–4627.
3. Korsunsky A.M. Residual elastic strain due to laser shock peening: modelling by eigenstrain distribution // *J. Strain Anal. Eng. Des.* 2006. V. 41 (3). P 195–204.
4. Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Никабадзе М.У., Киквидзе О.Г. Повышение усталостной долговечности образцов из нержавеющей стали с применением технологии лазерно-ударно-волновой обработки // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2019. № 4. С. 83-92. DOI: 10.1134/S0235711919040138.
5. Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Натриашвили Т.М., Сахвадзе Г.Г. Особенности терморелаксации остаточных напряжений, возникающих при лазерно-ударно-волновой обработке жаропрочных материалов // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2019. № 5. С. 91-98.
6. Сахвадзе Г.Ж. Особенности конечноэлементного моделирования остаточных напряжений, возникающих в материале при лазерно-ударно-волновой обработке, с использованием метода собственных деформаций // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2018. № 4. С. 87-96.
7. Сахвадзе Г.Ж. Конечноэлементное моделирование технологии многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов с использованием метода собственных деформаций // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2018. № 5. С. 91-98.
8. Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Никабадзе М.У. Использование метода собственных деформаций при моделировании технологий однократной и многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов // *Вестник машиностроения*. 2018. № 7. С. 41-46.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ЛАЗЕРНО-УДАРНО-ВОЛНОВОЙ ОБРАБОТКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ

Г.Ж. Сахвадзе¹, О.Г. Киквидзе², Г.Г. Сахвадзе^{1,3}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; sakhvadze@mail.ru

²Государственный университет им. Ак. Церетели, Кутаиси, Грузия

³Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия

В работе проведено исследование влияния технологии лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) образцов из нержавеющей стали 03X22Н6М2 на их усталостную долговечность путем конечноэлементного моделирования (КЭМ). Известные в литературе экспериментальные данные об усталостной долговечности сравниваются с данными от конечноэлементного моделирования. Наблюдается приемлемая корреляция между численными и экспериментальными данными. Показано, что с уменьшением толщины образца значительно увеличивается усталостная долговечность, обусловленная применением технологии ЛУВО.

Постановка задачи.

Целью данной работы является исследование влияния толщины образца на усталостное поведение образцов из нержавеющей стали 03X22Н6М2, подвергнутых технологии ЛУВО. Процедура КЭМ состоит из двух шагов. Сначала осуществляется моделирование технологии ЛУВО на образцах с вырезом в конечноэлементном пакете ABAQUS/Explicit и определяются поля остаточных напряжений [1-5]. Затем проводится анализ усталостной долговечности в конечноэлементном пакете FE-SAFE с использованием многоосных критериев усталости [6]. Поля остаточных напряжений, полученных на первом шаге моделирования, используются в качестве входных данных на втором шаге. Полученные данные сравниваются с известными в литературе экспериментальными результатами.

Исследуемый материал.

С целью проведения сравнительного анализа в КЭМ был исследован материал, который использовался в экспериментах [7]: нержавеющая сталь 03X22Н6М2. Ее механические характеристики такие: предел текучести при растяжении - 520 МПа, предел прочности - 710 МПа, модуль упругости - 190 ГПа.

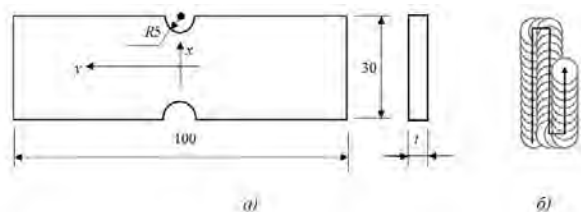


Рис. 1. а) – Геометрические характеристики образцов (исследовались образцы с разными толщинами t : 2, 3 и 4 мм); б) – направление зигзагообразного сканирования исследуемой поверхности при ЛУВО.

Размеры образцов показаны на рис. 1а. На рис. 1б показано направление сканирования поверхности при ЛУВО. Чтобы исследовать влияние геометрических параметров образца, были исследованы три

значения толщины образца: 2, 3 и 4 мм.

Определяющее соотношение.

При ЛУВО из-за воздействия большого по величине и кратковременного по времени давления скорости деформации в исследуемом материале достигают величин 10^6 с^{-1} и более, поэтому при расчетах НДС в качестве определяющего соотношения используется модель пластического деформирования материала Джонсона-Кука [8]:

$$\sigma = (A + B\bar{\epsilon}^n) (1 + C\dot{\bar{\epsilon}}^*) [1 - (T^*)^m], \quad (1)$$

где σ – эквивалентное напряжение по Мизесу, $\bar{\epsilon}$ – эквивалентная пластическая деформация, $\dot{\bar{\epsilon}}^* = \dot{\bar{\epsilon}}/\dot{\bar{\epsilon}}_0$ – безразмерная эквивалентная скорость деформации ($\dot{\bar{\epsilon}}_0 = 1.0 \text{ с}^{-1}$), T^* – гомологическая температура, связь которой с абсолютной температурой T определяется следующим образом:

$$T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0),$$

где T_0 – комнатная температура, T_m – температура плавления материала образца.

Уравнение (1) содержит пять материальных констант, которые определяются эмпирическим путем: A – статический предел текучести, B – модуль деформационного упрочнения, n – показатель степени в законе деформационного упрочнения, C – коэффициент скорости деформаций, m – показатель степени в законе температурного разупрочнения. Заметим, что модель Джонсона-Кука в аналогичных задачах апробирована и дает удовлетворительные результаты [8-11]. Материальные константы для нержавеющей стали 03X22Н6М2 приведены в таблице 1 [7].

Таблица 1. Константы для модели Джонсона-Кука для нержавеющей стали 03X22Н6М2

Константа	Значение	Размерность
A	520	МПа
B	840,5	МПа
C	0,0124	-
n	0,1904	-
m	0,965	-

В численной модели сначала все точки на задней поверхности образца были защемлены, и лазерные импульсы подавались к лицевой поверхности. После этого задняя и лицевая поверхности менялись местами, чтобы обработать обе поверхности образца.

Следует заметить, что при моделировании процессов ЛУВО возникают большие вычислительные затраты. Чтобы существенно уменьшить их, был использован опробованный метод собственных деформации [12].

Полученные результаты и их анализ.

Остаточные напряжения. Распределения остаточных напряжений по глубине для образца с толщиной 4 мм до и после ЛУВО показаны на рис. 2. Напряжения σ_{xx} соответствуют компонентам напряжений, параллельных направлению сканирования ЛУВО, а σ_{yy} – напряжениям, перпендикулярных этому направлению. Как видно, в образце до ЛУВО наблюдаются значительные растягивающие остаточные напряжения (РОН). Максимальные РОН равны 475 МПа для (σ_{xx}) и они расположены на глубине около 0,25 мм под поверхностью (рис. 2а). Для σ_{yy} эта величина равна 260 МПа и они расположены примерно на той же глубине.

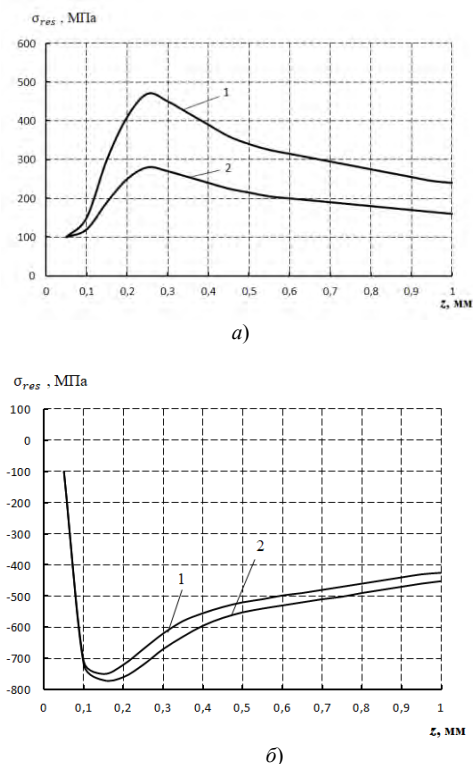


Рис. 2. Профили полей остаточных напряжений (σ_{res}) по глубине образца (z) до (а) и после (б) ЛУВО: 1 - σ_{xx} ; 2 - σ_{yy}

После применения ЛУВО картина распределения ОН резко меняется (рис. 2б) и появляются сжимающие остаточные напряжения (СОН). Максимальные СОН наблюдаются для σ_{yy} и они равны порядка 765 МПа, которые расположены на глубине около 0,18 мм.

Усталостная долговечность. На рис. 3 показан положительный эффект технологии ЛУВО в задаче повышения усталостной долговечности, в особенности для тонких образцов (с толщиной 2 мм). Как видим, усталостная долговечность в образцах с толщиной 4 мм после ЛУВО увеличена примерно на 79%, в образцах с толщиной 3 мм - на 143%, а в образцах толщиной 2 мм – на 305%.

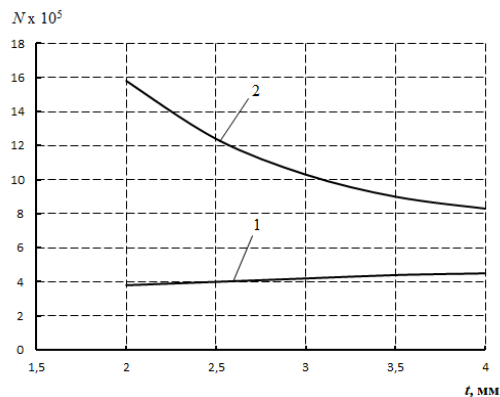


Рис. 3. Повышение усталостной долговечности (количества циклов до инициирования усталостной трещины), вызванное технологией ЛУВО, на образцах с различными толщинами (2, 3 и 4 мм): 1 – до ЛУВО, 2 – после ЛУВО

Заметим, что усталостная долговечность (число циклов до разрушения) образцов без использования ЛУВО рассматривалась как реперная (линия 1 на рис. 3), с которой сравнивались данные после ЛУВО (линия 2 на рис. 3). Эти результаты отчетливо показывают, что чем тоньше образец, тем больше эффект применения ЛУВО в вопросе продления усталостного ресурса.

Результаты расчетной усталостной долговечности в виде классической кривой усталости (в координатах максимальное приложенное напряжение-число циклов до разрушения, т.н. кривая σ - N) для образца с толщиной 4 мм показаны на рис. 4. Видно, что при $\sigma_{max} = 287,5$ МПа, число циклов до разрушения в образцах без применения ЛУВО составляло 460 600, после ЛУВО – 2 228 500 циклов, т.е. увеличение составляет примерно 297%. При $\sigma_{max} = 275$ МПа эти цифры составляют до ЛУВО 836,700 циклов, после ЛУВО – 4 200 000 циклов (эта точка обозначена стрелкой на рис. 5), соответственно. В этом случае эффект от применения ЛУВО составляет около 402%. Отсюда следует, что при уменьшении максимальных приложенных напряжений (σ_{max}), усталостная долговечность значительно увеличивается на образцах, обработанных по технологии ЛУВО. Как видим, наблюдается приемлемое совпадение с экспериментальными результатами, взятых из [7].

Таким образом, технология ЛУВО, благодаря своим 2-м основным механизмам - созданию мощных сжимающих остаточных напряжений в приповерхностной области и увеличению микротвердости поверхности, приводит к значительному увеличе-

нию усталостного ресурса материалов.

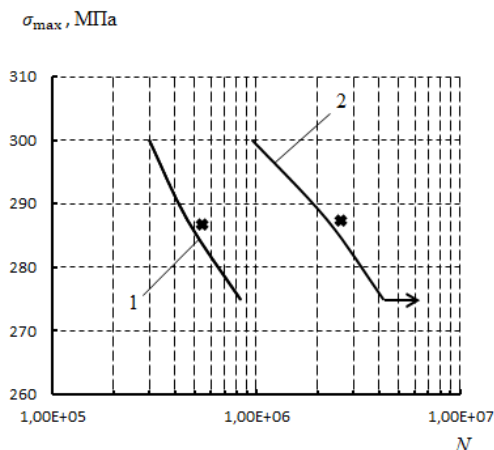


Рис. 4. Расчетная усталостная долговечность до (1) и после применения ЛУВО (2) для образца с толщиной 4 мм. Экспериментальные результаты, взятые из [6] для случая $\sigma_{max} = 287,5$ МПа, показаны крестиками

Выводы.

Исследовано влияние толщины образца на усталостное поведение образцов из нержавеющей стали 03X22H6M2, подвергнутых лазерно-ударно-волновой обработке (ЛУВО). Показано, что после применения ЛУВО для тонких образцов (толщиной 2 мм), усталостная долговечность была увеличена более чем на 300%. Подтверждена закономерность, что чем тоньше образец, тем больше эффект от ЛУВО в проблеме продления усталостного ресурса.

Улучшение усталостных характеристик материалов при ЛУВО является результатом синергетического эффекта поверхностного упрочнения (повышения микротвердости) и создания полезных сжимающих остаточных напряжений (СОН) в приповерхностной области. Поверхностное упрочнение уменьшает скорость зарождения трещины, а СОН уменьшают скорость распространения уже существующих трещин.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы», Соглашение о предоставлении из федерального бюджета грантов в форме субсидий в соответствии с пунктом 4 статьи 78.1 Бюджетного кодекса

Российской Федерации № 075-15-2019-043 от 4 июня 2019 г., проект RFMEFI60717X0191.

- Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Никабадзе М.У., Киквидзе О.Г. Повышение усталостной долговечности образцов из нержавеющей стали с применением технологии лазерно-ударно-волновой обработки // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2019. № 4. С. 83-92. DOI: 10.1134/S0235711919040138.
- Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Натришвили Т.М., Сахвадзе Г.Г. Особенности терморелаксации остаточных напряжений, возникающих при лазерно-ударно-волновой обработке жаропрочных материалов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2019. № 5. С. 91-98.
- Сахвадзе Г.Ж. Особенности конечноэлементного моделирования остаточных напряжений, возникающих в материале при лазерно-ударно-волновой обработке, с использованием метода собственных деформаций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 4. С. 87-96.
- Сахвадзе Г.Ж. Конечноэлементное моделирование технологии многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов с использованием метода собственных деформаций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 91-98.
- Сахвадзе Г.Ж., Кавтарадзе Р.З., Никабадзе М.У. Использование метода собственных деформаций при моделировании технологий однократной и многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов // Вестник машиностроения. 2018. № 7. С. 41-46.
- Тропкин С., Девятков А., Винклер А., Тляшева Р., Закиричная М. Прогнозирование усталостной прочности рабочих колес центробежных насосных агрегатов с помощью решений SIMULIA: Abaqus, fe-safe и комплекса гидродинамического анализа FlowVision // САПР и графика. 2014. № 5. С. 1-6.
- Achintha M., Nowell D., Fufari D., Sackett E.E., Bache M.R. Fatigue behaviour of geometric features subjected to laser shock peening: experiments and modelling // Int. J. Fatigue. 2014. № 62. P 171-179.
- Sakhvadze G. Zh., Pugachev M.S. Kikvidze O.G. Two-Sided Laser Shock Processing // Russian Engineering Research. - 2017. - Vol. 37. № 1. pp. 40-45. DOI: 10.3103/S1068798X17010191
- Сахвадзе Г.Ж., Булекбаева Г.Ж., Киквидзе О.Г. Исследование качества поверхностных слоев, упрочненных лазерно-ударно-волновой технологией при различных степенях перекрытия лазерных пятен // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 2. С. 132-141.
- Сахвадзе Г.Ж., Пугачев М.С., Киквидзе О.Г. Особенности упрочнения материалов технологией лазерно-ударно-волновой обработки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. № 9(141). С. 20-25.
- Zhang, Y.K., Lu, J.Z., Ren, X.D., Yao, H.B., & Yao, H.X. Effect of laser shock processing on the mechanical properties and fatigue lives of the turbojet engine blades manufactured by LY2 Al alloy // Materials and Design, 2009, V. 30(5), P. 1697-1703.
- Korsunsky A.M. Residual elastic strain due to laser shock peening: modelling by eigenstrain distribution // J. Strain Anal. Eng. Des. 2006. V. 41 (3). P 195-204.

МОДЕЛЬНЫЕ КРИВЫЕ: ПРОСТОЙ СПОСОБ УЧЁТА СЛОЖНЫХ ЭФФЕКТОВ

Ю.А. Свирский¹, А.А. Баутин¹, А.А. Лукьянчук¹, В.Н. Басов¹

¹Центральный аэрогидродинамический институт им. профессора Н. Е. Жуковского, Жуковский, Россия
(andrey.bautin@gmail.com)

1. Введение

Долговечность конструкции зависит от многих факторов. Обычно для определения долговечности усталостные характеристики определяют при регулярном циклическом нагружении (с постоянными пределами по напряжениям) и затем используют специальные модели, чтобы схематизировать реальное нерегулярное нагружение в виде набора циклов с постоянными параметрами. Главный недостаток такого подхода заключается в необходимости экспериментального получения большого объёма данных, требуемых этими моделями. Например, наше исследование показало, что степень κ в обобщенной формуле Одингга (также называемой формулой Уолкера), учитывающей асимметрию нагружения

$$\sigma_{\text{eqv}} = \sigma_{\text{max}}^{\kappa} (2\sigma_a)^{(1-\kappa)} \quad (1)$$

где σ_{eqv} – эквивалентное напряжение, σ_{max} – максимальное напряжение, σ_a – амплитуда напряжений меняется от 0.1 до 0.9 при различных условиях нагружения, то есть эквивалентное значение κ зависит от комбинации режимов нагружения в программе нагружения и/или в эксплуатации. Таким образом, нам необходимо экспериментально получить это значение для всех режимов нагружения. То же самое справедливо и для m – наклона кривой усталости.

$$N_f = (C_0 / \sigma_{\text{eqv}})^m \quad (2)$$

где N_f – долговечность, C_0 – константа.

Мы предлагаем другой способ: использовать выбранные модели как основу для определения параметров сопротивления усталости конструкции. Для того, чтобы вычислить требуемые параметры, были разработаны специальные процедуры определения так называемых «модельных кривых». Подробное описание этих процедур будет приведено в нашем докладе для двух случаев: расчёта долговечности на основе локальных напряжений и деформаций и определения характеристик сопротивления усталости ПКМ (полимерных композиционных материалов).

2. Расчёт долговечности на основе локальных напряжений и деформаций

Расчёт долговечности на основе локальных напряжений и деформаций состоит из определения последовательности локальных напряжений и деформаций в точке разрушения и использования этих последовательностей для определения долговечно-

сти. Этот способ позволяет определить остаточные напряжения в точке разрушения после высоких нагрузок и таким образом учесть взаимодействие нагрузок при случайном нагружении. Обычно использование этого способа требует определения кривых усталости «гладких» образцов, то есть образцов с минимальным коэффициентом концентрации напряжений, и циклических кривых деформирования. При промышленном использовании получение этих данных затруднительно, так как основные объёмы экспериментальных данных по усталости получают на образцах в виде полосы со свободным отверстием, соединениях и других типах конструктивных элементов. В соответствии с предлагаемым подходом кривые усталости «гладких» образцов получаются из кривых усталости конструктивных элементов, что позволяет дополнительно учесть градиенты напряжений, технологию изготовления и другие факторы. Наш анализ показал, что циклическое деформирование материала в авиационных конструкциях может быть аппроксимировано комбинацией упруго-пластических кривых статического деформирования и упругих кривых циклического деформирования, если мы используем модель «памяти» материала для описания перехода от статических к циклическим кривым деформирования. Реализации этого способа будут представлены в нашем докладе для образцов в виде полосы со свободным отверстием и соединений с использованием для расчёта локальных напряжений и деформаций как приближенных формул, так и метода конечных элементов (Рис. 1).

3. Усталостные характеристики ПКМ

Усталостные характеристики конструкций из полимерных композиционных материалов (ПКМ) отличаются от характеристик металлических конструкций. Циклы с высокими нагрузками способны вызвать внутренние повреждения, которые могут уменьшить долговечность при низких нагрузках. Мы разработали методы определения взаимовлияния нагрузок на долговечность конструктивных элементов из ПКМ при эксплуатационном нагружении, основанные на обобщенной формуле Одингга (1), распространённой А.Панковым в область сжатия [1], кривой усталости (2) и гипотезе линейного суммирования повреждений.

$$\sum D_i = 1 \quad (3)$$

где сумма подсчитывается для всех значений повреждений от полных (полу)циклов, схематизированных с помощью метода «дождя» в рассматриваемой последовательности напряжений.

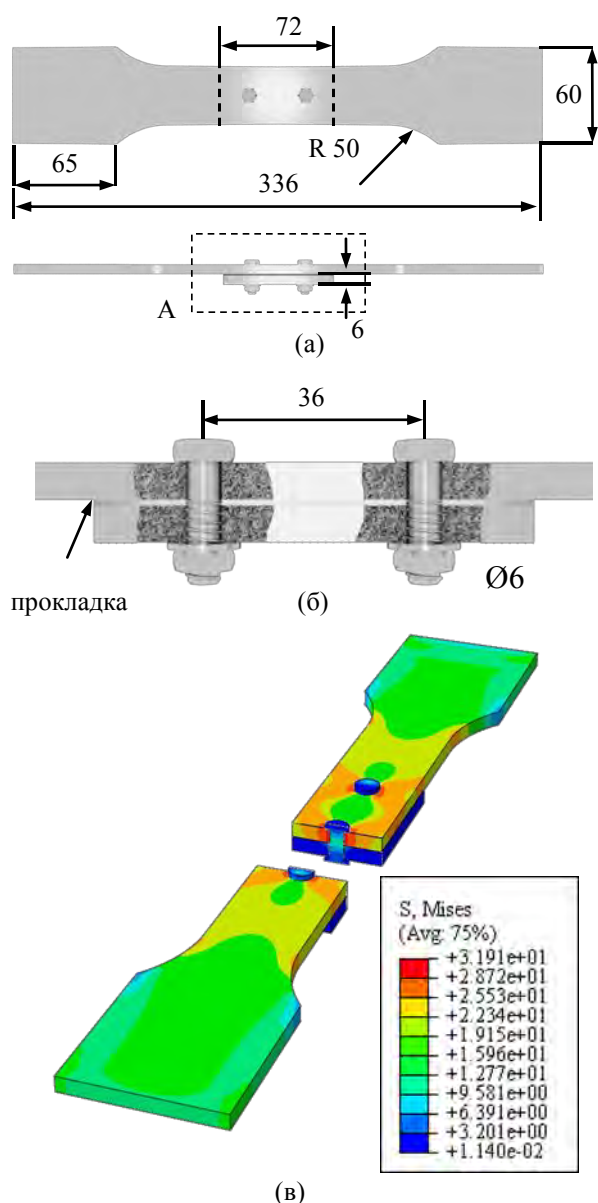


Рис. 1. Определение локальных напряжений ((а) – схема соединения; (б) – увеличенный вид области А; (в) – конечно-элементная модель образца).

4. Математические методы

Первым этапом является получение таблицы полных полуциклов для рассматриваемой последовательности нагрузок. Если мы не учитываем процессы, зависящие от времени типа ползучести или зависимостей от скорости, мы используем двухпараметрическую таблицу с σ_{\max} и σ_a (или ε_a – амплитудой деформаций). При расчёте долговечности на основе локальных напряжений и деформаций таблица полных циклов получается из 2-х последовательностей: напряжений и деформаций, рассчитанных на базе последовательности номинальных напряжений.

На 2-м этапе использование метода наименьших квадратов требует определения минимума функции многих переменных. В простейшем случае для нахождения минимума мы можем получить си-

стему линейных уравнений из эксперимента с масштабированием нагрузок и вариации асимметрии нагружения, используя гипотезу линейного суммирования повреждений (3) для получения базового уравнения. Методом итераций мы можем вычислить параметры m , C_0 и k модели усталостной долговечности для типичного эксплуатационного нагружения.

Для более сложных моделей усталостной долговечности (например, с пределом выносливости) в ЦАГИ был разработан метод, позволяющий определять глобальный минимум и избегать локальных минимумов. В очень сложных случаях применяется метод исследования пространства параметров. Этот метод был разработан для решения инженерных проблем оптимизации Статниковым Р.Б. и Матусовым И.Б. [2].

Авторы выражают признательность партнеру проекта корпорации «Иркут».

Исследование финансировано Министерством образования и науки Российской Федерации по соглашению № RFMEFI62518X0044.

1. Панков А.В. Методика оценки долговечности элементов из ПКМ при циклическом нерегулярном нагружении. Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2016. Том 82. № 9, с. 58-64.
2. Статников Р.Б., Матусов И.Б. Многокритериальное проектирование машин. М., Из-во «Знание», 1989, 48 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ АНАЛОГА И КОНСТРУКЦИЯ МАКЕТА ПЛАТЫ БОЛЕЕ ПРОСТОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ДЛЯ КУРСОВ РОБОТОТЕХНИКИ В СРЕДНЕМ ОБРАЗОВАНИИ

А. М. Сергеев, Ю. А. Журавлева, С. А. Микаева

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия, ulypil@mail.ru

Работа посвящена исследованию наиболее применяемых плат для изучения курсов робототехники. Предложен вариант платы управления для 3D принтера, который заменил сложные для усвоения программы, используемые для построения автоматизированных систем.

Цель

В настоящее время существует множество курсов робототехники, на которых детей учат собирать роботов, используя различные kit-конструкторы, которые являются набором из контроллера и его периферии (датчики, моторы и т.д.). Данные курсы полезны, так как они позволяют прикоснуться детям к такой достаточно серьезной науке, как робототехника. Поскольку современного человека окружает множество робототехнических систем (например, «умный дом» или подобные технологии), то дети хотят знать, что находится внутри тех устройств, которые автоматизируют многие операции. Ученики, которые занимаются робототехникой, развивают в себе творческие и конструкторские способности, что поможет им в будущем определиться с выбором профессии, или хотя бы поможет им развиваться как личностям, так как процесс созидания очень благотворно влияет на развитие личности. Для тех детей, у которых есть предрасположенность к техническому творчеству, данные курсы помогают проще привыкнуть к таким предметам, как электроника, программирование, 3D – моделирование и т.д., так как процесс обучения на таких курсах проходит в интерактивной форме, что позволяет детям не только слушать теоретических материал, но и попробовать что-нибудь собрать из реальных компонентов. Такой теоретическо-практический подход, «обернутый» в яркую оболочку из удобных разъемов и клемм помогает детям «осознать» электронику и робототехнику. Данные курсы, безусловно, дают общее представление о процессе разработки робототехнических систем, но для многих детей электронные «мозги» так и остаются «черным ящиком», поскольку в курсах используются готовые платы Arduino или их клоны, которые представляют собой готовую плату с контроллером и его обвязкой.

Материалы и методы

Чтобы устранить непонимание устройства платы Arduino, в данной работе предложен вариант расширения для курсов робототехники, который может изучаться школьниками в

заключение курса. То есть, после сборки какого-то конкретного робота дети заменяют в нем плату Arduino с шилдом на её самодельный аналог. Это поможет детям лучше разобраться в использовании микроконтроллеров для построения автоматизированных систем. В ходе исследования была изготовлена плата управления для своего 3D принтера, которая заменила в нем Arduino (рис.1).

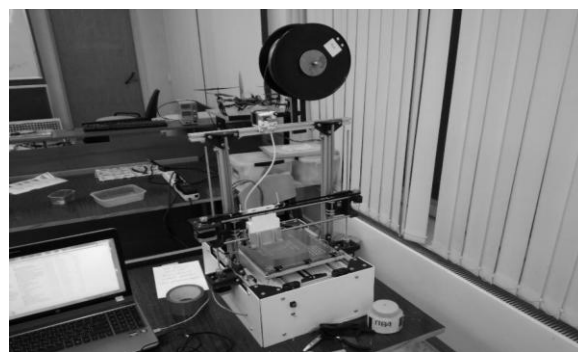


Рис. 1. Внешний вид макета 3D принтера

Для исследований была выбрана плата Generation 7 Electronics [1]. Выбор данной платы обусловлен тем, что она подходила под конфигурацию исследуемого принтера. Разводка платы и электрическая схема Generation 7 Electronics представлены на рис. 2 и 3.

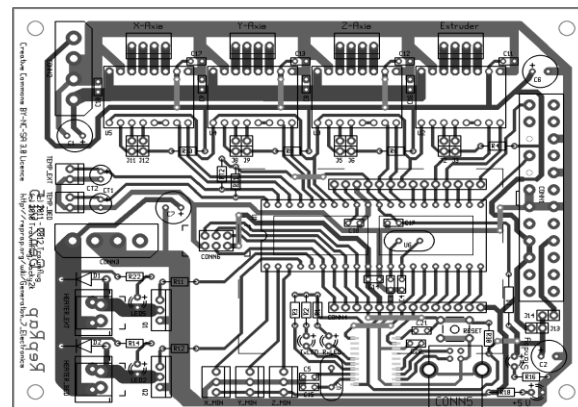


Рис. 2. Разводка платы Generation 7 Electronics

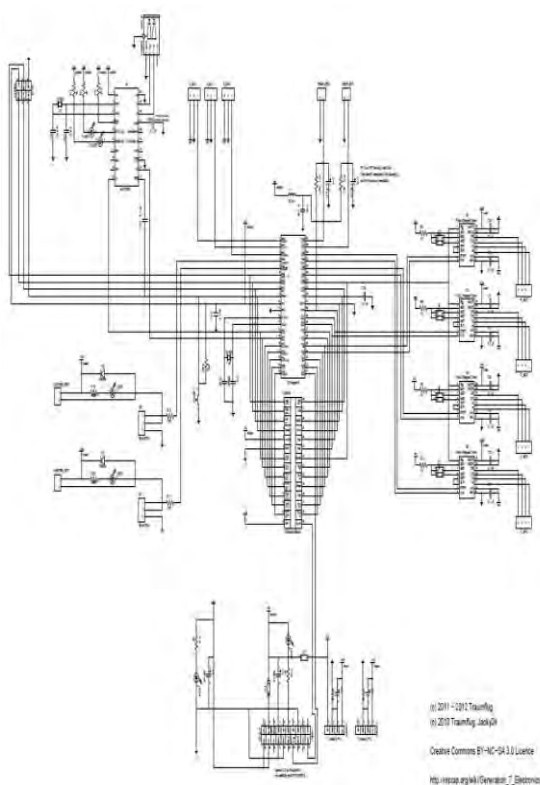


Рис.3. Электрическая схема Generation 7 Electronics

После проверки правильности сборки схемы следовала прошивка микроконтроллера Atmega644p bootloader с последующей записью на него прошивки Repetier firmware, которая представляет собой свободный проект, написанный на языках C и C++ в Arduino IDE. Для перевода платы на текстолит использовалось химическое травление в водном растворе хлорного железа при соблюдении техники безопасности [2, 3].

После устранения дефектов травления были просверлены места для установки элементов и припаяны радиоэлементы на их места согласно схеме (рис. 4, 5).



Рис. 4. Внешний вид макета платы Generation 7 Electronics (образец №1)

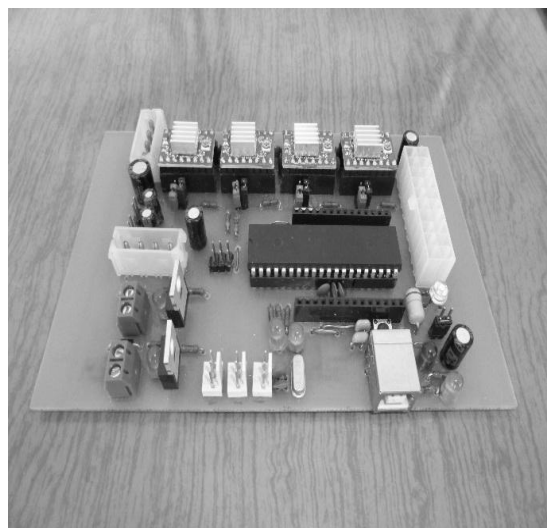


Рис. 5. Внешний вид макета платы Generation 7 Electronics (образец №2)

Результаты и обсуждения

Исследуемый процесс изготовления и отладки платы позволяет лучше разобраться в аспектах работы с микроконтроллерами и их обвязкой.

Преимуществом исследуемых плат является возможность их самостоятельного ремонта, что позволяет заменить отдельные испорченные элементы или дорожки при возникновении каких-либо неисправностей при сборке робота – в процессе отладки ребенок усваивает базовые приемы нахождения и устранения неисправностей на печатных платах, что является очень полезным навыком и поможет ему в дальнейшем исправлять ошибки в платах, которые он захочет изготовить уже вне этих курсов для своих личных проектов.

Развитием проекта может послужить создание нескольких вариаций таких плат для конкретных kit-комплектов, которые можно будет изменять под поставленную задачу, а не проектировать с нуля, что сильно упростит процесс её изготовления, и облегчит процесс понимания устройства школьникам на курсах робототехники.

Также можно немного усложнить процесс изготовления платы, фрезеруя их на ЧПУ-станке (если позволяет техническое оснащение того помещения, где проводятся занятия). Это позволит избежать работы с химическими веществами при травлении платы.

1. Wiki-страница платы Generation 7 Electronics [Электронный ресурс]. – Режим доступа: https://reprap.org/wiki/Gen7_Board-AVR_1.5
2. Домашняя страница прошивки Repetier – firmware версии 0.91 (наиболее стабильная) [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.repetier.com/firmware/v091/>
3. Микаева С.А., Микаева А.С. Современные электронные системы и устройства. - М.:РУСАЙНС, 2019. -188 с.

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ СМЕСЕЙ МЕТАЛЛОВ И ФТОРОПЛАСТА

С.А. Серопян, И.В. Сайков, М.И. Алымов

Институт структурной макрокинетики и проблем материаловедения им. А.Г. Мерджанова РАН, Черноголовка, Россия; stepan.seropyan@mail.ru

Энергетические материалы – это материалы, которые способны к интенсивной химической реакции при воздействии высокоскоростного удара или нагрева. Из смеси порошков Ni и Al стехиометрического состава с различным содержанием C₂F₄ изготавливались компакты в виде параллелепипеда. Прочность компактов определялась при помощи трехточечного изгиба. Комбинирование дисперсных добавок и непрерывных волокон значительно повышает прочность и реакционную способность энергетического материала.

Цель

Разработка и создание конструкционных энергетических материалов с высокими механическими свойствами, способных к быстрому химическому превращению с выделением большого количества тепла является актуальной задачей. Сочетание таких свойств необходимо для изделий специального назначения, применяемых в военной промышленности [1].

Материалы и методы

В качестве металлической основы энергетического материала служили порошки Al марки АСД-1 и Ni марки ПНК-УТ-3 с размером частиц менее 50 мкм [2]. При помощи программы ИСМАН-THERMO была посчитана адиабатическая температура горения для смеси Al и Ni с различным содержанием компонентов. Максимальная адиабатическая температура горения соответствует стехиометрическому составу с 68,5 масс. % Ni и 31,5 масс. % Al. В качестве энергетической и технологической добавки использовался порошок фторопласта марки Ф-4НТД-2 с размером частиц менее 5 мкм. Содержание фторопласта в системе Ni и Al варьировалось от 1 до 25 масс. %. Смешивание порошков производилось в смесителе типа пьяная бочка при скорости вращения 30 об/мин в течение 3 часов. Из смесей изготавливались компакты в форме параллелепипеда с размерами 20×5×5 мм с относительной плотностью от 0,7 до 0,95. Часть образцов армировалась вольфрамовыми и борными волокнами диаметрами 300 и 140 мкм соответственно. В процессе оптимизации количество волокон в одном слое варьировалось от 4 до 8 штук (рисунок 1).

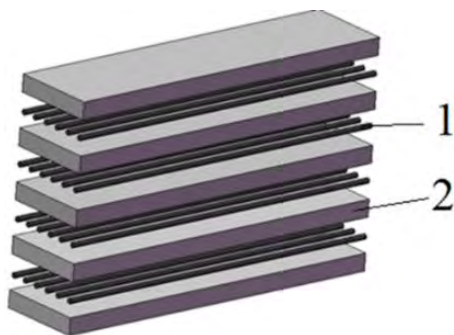


Рис. 1. Принципиальная схема армирования: 1 – порошковая смесь, 2 – волокно

Термическая обработка (ТО) образцов проводилась на воздухе при различных температурах и временах выдержки. Скорость горения измерялась при помощи видеосъемки и термодатчика ВР5/20 диаметром 100 мкм, помещенных в начало и конец образца. Иницирование химической реакции проводилось при помощи нагретой вольфрамовой спирали, подведенной к торцу образца. Прочность на трехточечный изгиб ($\sigma_{изг}$) по ГОСТ 25282-93.

Заключение

Проведенные исследования показали, что прочность возрастает при введении борных волокон в смесь Ni-Al с 27 до 63 МПа, а для смеси (Ni-Al) + 1 масс. % C₂F₄ – с 39 до 78 МПа (таблицы 1, 2). Содержание фторопласта более 5 масс. % снижает прочность на изгиб до 20 МПа. При введении 1 масс. % C₂F₄ в систему Ni-Al скорость горения возрастает с 60 мм/с до 166 мм/с. Таким образом, комбинирование различных методов упрочнения позволяет получать материалы с высокими механическими свойствами.

Таблица 1. Прочность образцов системы Ni-Al

Плотность относительная	Неармированные образцы, $\sigma_{изг}$ МПа	С борным волокном, $\sigma_{изг}$ МПа	С вольфрамовым волокном, $\sigma_{изг}$ МПа
0,7	12±2,5	27±4	71±10
0,8	35±5	63±6	112±8

Таблица 2. Прочность образцов системы Ni-Al+C₂F₄

Состав, масс. %	Плотность относительная	Неармированные образцы, $\sigma_{изг}$ МПа	С борным волокном, $\sigma_{изг}$ МПа
(Ni-Al) + 1 %C ₂ F ₄	0,93	39±2	78±4
(Ni-Al) + 5 %C ₂ F ₄	0,95	35±5	45±3

Исследование выполнено в рамках крупного проекта по проведению фундаментальных научных исследований по приоритетным направлениям, определяемым Президиумом Российской академии наук (КП № 22) «Перспективные физико-химические технологии специального назначения».

1. Imkhovik N. A., Svidinsky A. V., Smimov A. S., Yashin V. B. *Gorenie i Vzryv (Moskva) – Combustion and Explosion*. 2017 T. 10. № 1. С. 93.

2. Вадченко С.Г., Алымов М.И., Сайков И.В. *Воспламенение некоторых порошковых смесей металлов с тефлоном. Физика и химия обработки материалов*, 2017 № 5. С. 55-62.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОВЕДЕНИЯ ИСПЫТАНИЙ НА АБРАЗИВНОЕ ИЗНАШИВАНИЕ

В.В.Сиваков¹, С.С. Грядунов²

¹Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия; sv@bgitu.ru

²Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия

Рассматриваются перспективные установки для проведения испытаний на абразивное изнашивание, позволяющие обеспечить повышение эффективности испытаний, приводится анализ их достоинств и недостатков, предлагается модернизация одной из конструкций.

Повышение эффективности почвообрабатывающих, строительных и дорожных машин требует совершенствования их конструкции, а также материалов, из которых они изготавливаются. Анализ условий работы указанных машин показывает, что они работают в тяжелых условиях, где преобладающим оказывается абразивный износ деталей, контактирующих с грунтом. Поэтому вопрос правильного подбора материалов для деталей узлов, испытывающих абразивный износ, оказывается весьма актуальным.

Выбор того или иного материала детали, вида упрочняющей обработки возможен только после проведения испытаний на абразивное изнашивание.

Анализ патентных источников показывает, что тема совершенствования установок для проведения испытаний на абразивное изнашивание является актуальной, при этом основным направлением совершенствования является повышение эффективности испытаний, снижение их сложности.

Например, предлагается конструкция устройства для испытаний на абразивное изнашивание рабочих органов почвообрабатывающих, строительных и дорожных машин [1], которое содержит емкость с абразивной средой - грунтом, закрепленную на станине станка с возможностью перемещения в продольном и поперечном направлениях, вал с образцами, закрепленными под определенным углом к направлению движения грунта, с возможностью погружения в грунт на величину, подвергнутую упрочняющим воздействиям. Станок и вал выполнены соответственно с возможностью установки продольной подачи суппорта станка и с возможностью задания частоты вращения вала, соответствующей линейной скорости движения рабочего органа при обработке почвы. Однако, она обладает сложностью регулирования параметров испытаний (энергии удара, давления в контакте, температуры испытаний), что снижает ее эффективность.

Другая установка для испытания материалов на абразивное изнашивание [2], содержит корпус, бункер для абразива, ротор с радиальными каналами, привод вращения ротора, диск, держатель образцов и механизм их перемещения. Она снабжена тягами, шарнирно соединенными одними концами с соответствующими держателями образцов, а другими - с гайкой винтового механизма, который установлен соосно ротору. Связь держателей образцов с диском

выполнена в виде кронштейнов, устанавливаемых на диске под острым углом к нему, равным углу атаки. Держатели образцов установлены с возможностью перемещения вдоль поверхностей кронштейнов параллельно плоскости изнашиваемой поверхности образцов.

Однако, она также не лишена недостатков, заключающихся в ограниченности испытания материалов на абразивное изнашивание, сложности регулирования параметров испытаний (энергии удара, давления в контакте, температуры испытаний).

В установке для испытания на ударно-абразивное и ударно-гидроабразивное изнашивание конструкционных и специальных материалов [3], которая содержит раму, привод, бункер с направляющим каналом, неподвижную наковальню, ударный механизм, включающий ударник, приспособление для крепления образца, комплект грузов и упругий элемент дополнительно имеется система подачи жидкости, приспособление для крепления образцов снабжено торцевой и окружной проставками, при этом торцевая проставка со стороны образца имеет липкую прокладку, ударник снабжен планкой, а упругий элемент выполнен в виде пружины сжатия.

Однако, использование установки возможно только в условиях ударно-абразивного и ударно-гидроабразивного изнашивания.

Установка для испытания материалов на абразивное изнашивание [4] содержит основание, на котором установлены привод вращения, вертикальный вал, контртело в виде плоского кольца с абразивной массой на его поверхности, держатель образца, закрепленный на механизме нагружения, и грузы. Держатель образца состоит из двух электрически изолированных друг от друга медных токоподводящих пластин, соединенных с источником тока. Кольцо закреплено на барабане с возможностью их вращения вокруг вертикального вала, жестко закрепленного на основании. Под кольцом расположен электрический нагреватель в виде ленты из материала с высоким электрическим сопротивлением, концы которой подключены к двум медным кольцевым шинам, расположенным на поверхности барабана и электрически изолированным от него. Кольцевые шины находятся в скользящем контакте с неподвижными токоподводящими узлами, подключенными к источнику тока, а кольцо и электрический

нагреватель расположены в теплоизоляционном кожухе.

Недостатком данного устройства является сложность конструкции, невозможность проведения испытаний при низких температурах, а также в условиях ударно-абразивного изнашивания.

Установка для испытания на изнашивание при движении образца в абразивной массе [5] обеспечивает одновременное вращение испытуемого образца вокруг собственной оси и вокруг оси редуктора в чаше с абразивом обеспечивает равномерное изнашивание по всему периметру и чередующееся обновление абразива в зоне его взаимодействия с поверхностью изнашивания.

Недостатком данного технического решения является однонаправленное движение образцов вокруг своей оси, вследствие чего происходит уплотнение абразивной массы с одной стороны от вращения образцов, что, в свою очередь, влияет на условия проведения эксперимента и отдаляет его от реальных условий работы.

Одним из вариантов решения проблемы уплотнения абразивной массы может быть организация вращения образцов в противоположных направлениях [5].

Установка (рис. 1) работает следующим образом. Перед проведением испытаний абразив 9 засыпается в корпус 10, укрепленном на станине 11 и закрывается крышкой 12. Образец 7 закрепляется в шпинделе шестерни 6, вращение которой осуществляется от колеса 5, закрепленного на оси 4 редуктора 3, связанного муфтой сцепления 2 с электродвигателем 1. Вращение шестерни 6 вызывает вращение одного испытуемого образца 7 вокруг собственной оси, а второго испытуемого образца в противоположном направлении посредством дополнительной шестерни 8 и дополнительно вокруг вертикальной оси редуктора 3. Такое движение испытуемых образцов 7 в абразивной массе 9, размещенной в корпусе 10, обеспечивает последовательное взаимодействие всей цилиндрической поверхности испытуемого образца с частицами абразива и его перемещение в абразивной массе с определенной скоростью, что обеспечивает равномерное

перемешивание абразивной массы и истирание образцов равномерно по всей площади контакта.

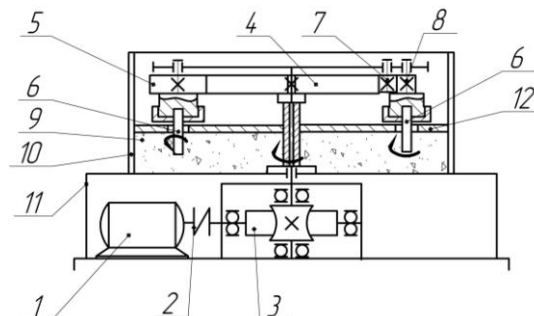


Рис.1. Установка для испытания на абразивное изнашивание

Таким образом, совершенствование установок для исследования абразивного изнашивания деталей, будет способствовать более эффективному проведению испытаний.

1. Патент на изобретение RU 2410668. Устройство для испытаний на абразивное изнашивание рабочих органов почвообрабатывающих, строительных и дорожных машин / Михальченков А.М., Кожухова Н.Ю., Кононенко А.С., Гончаров П.Н. Дата регистрации 03.06.2009.
2. Патент на изобретение RU 2020460. Установка для испытания материалов на абразивное изнашивание / Каллас П.К. Дата регистрации 03.06.1991.
3. Патент на изобретение RU 2434219. Установка для испытания на ударно-абразивное и ударно-гидроабразивное изнашивание конструкционных и специальных материалов / Гасанов Б.Г., Сиротин П.В., Ефимов А.Д. Дата регистрации 15.12.2009.
4. Патент на изобретение RU 2564827. Установка для испытания материалов на абразивное изнашивание / Антонов А.А., Артемьев А.А., Соколов Г.Н., Лысак В.И. Дата регистрации 11.06.2014.
5. Гвоздев А.А. Конструкции установок и методические особенности исследования изнашивания материалов в абразивной среде [Электронный ресурс] / Гвоздев А.А. // Исследование износостойкости материалов в условиях абразивного изнашивания. : Иваново: ИГСХА, 2006. – 34 с. URL: <https://studopedia.info/10-14511.html>
6. Патент полезную модель RU 190350. Установка для испытаний на абразивное изнашивание / Грядунев С.С., Сиваков В.В., Нишаков С.И.; Дата регистрации 21.03.19.

ВИБРАЦИОННЫЙ МОНИТОРИНГ ОБОРУДОВАНИЯ В УСЛОВИЯХ ШИРОКОПОЛОСНОЙ ВИБРОАКУСТИЧЕСКОЙ АКТИВНОСТИ

О.Б. Скворцов^{1,2}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;

²Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия, skv@balansmash.ru

В работе рассматривается возможность повышения достоверности использования вибрационного мониторинга в условиях генерации контролируемым оборудованием колебаний в широком частотном диапазоне, выходящем за пределы, задаваемые действующими нормативными документами. Приведены рекомендации по выбору современных технических решений обеспечивающих выполнение такого контроля.

Контроль вибрации, как средство оценки состояния различного роторного оборудования является одним из самых распространенных средств мониторинга для диагностики неисправностей, прогнозирования остаточного ресурса и противоаварийной защиты. Вибрационный мониторинг применяется как для контроля сравнительно простого оборудования [1], так и агрегатов большой мощности на объекта атомной, тепловой и гидро- энергетики [2, 3]. В настоящее время мониторинг роторного оборудования в соответствии со стандартами ГОСТ ISO 2954, API 670, групп стандартов ГОСТ ИСО 10816, ГОСТ Р ИСО 7919 и ряда других выполняется путем контроля текущего уровня интенсивности вибрации. В качестве основного контролируемого параметра вибрации рекомендуется в соответствии с ГОСТ Р 56646–2015 при этом использовать оценки среднего квадратичного значения скорости в точках измерения. Для получения возможно более полной информации о вибрации измерения в каждой из точек контроля выполняют в трех ортогональных направлениях. Для агрегатов с горизонтальным расположением ротора это вертикальное, поперечное горизонтальное и осевое направления, по которым механические свойства обычно наиболее существенно различаются. При этом обычно ограничиваются полосой контролируемых частот от 5 до 1000 Гц. Частотный диапазон мониторинга вибрации может быть расширен в соответствии с рекомендациями стандартов, касающихся диагностики и прогнозирования. Для контроля вибрации в настоящее время наиболее широкое распространение получило использование пьезоэлектрических акселерометров. Относительно дешевые акселерометры с встроенной электроникой и двухпроводным интерфейсом IEPЕ обеспечивают измерение вибрации в диапазоне от долей герц до 20-40 КГц в динамическом диапазоне вибраций порядка 130-150 дБ.

Существенной особенностью контроля вибрации является использование ее представления в виде перемещения, скорости и ускорения. В некоторых случаях также используют «рывок» - производную от ускорения. Все эти представления можно получить интегрированием или дифференцированием из других. Например, если исходный сигнал от датчика (акселерометра) вибрации пропорционален

ускорению, перемещение может быть получено двойным интегрированием сигнала ускорения и наоборот, сигнал ускорения может быть получен двойным дифференцированием сигнала перемещения от датчика перемещения (проксиметра). Поскольку частотные составляющие при таких преобразованиях ослабляются пропорционально квадрату частоты датчики перемещения практические непригодны для контроля высокочастотных компонент, оцениваемых по ускорению, также как и акселерометры формируют очень слабые сигналы низкочастотной вибрации [4]. Таким образом, для оборудования, имеющего вибрации в широкой полосе частот, возникает задача широкополосного вибрационного мониторинга. Особенно широкую полосу контроля необходимо обеспечить при мониторинге оборудования содержащего подшипниковые и редукторные узлы, для которых могут оказаться существенными частоты от долей оборотной частоты f_{OBR} до 400-500 гармоники этой частоты. Как показано в [3] измерение только для одного из представления вибрации в виде перемещения, скорости или перемещения не могут заменить остальных, даже если выполняется их последующее интегрирование или дифференцирование программными средствами для получения остальных представлений. Это связано с потерей точности в областях наиболее низких или наиболее высоких частот. Переход к другому представлению вибрации, например, от ускорения к перемещению может также быть выполнен использованием двукратного аналогового интегрирования сигнала ускорения интегрирующим звеном второго порядка. Такое звено обеспечивает существенное усиление низкочастотных составляющих, улучшающее отношение сигнал/шум для низкочастотных сигналов. Шумы при этом определяются в первую очередь, как собственными шумами датчика, так и шумами измерительного канала, к которому подключен датчик. Шумы канала в значительной мере определяются шумом, возникающим при дискретизации сигнала при его преобразовании в цифровое представление аналого-цифровым преобразователем (АЦП). Качество такого преобразования определяется в первую очередь числом N достоверных разрядов получаемого на выходе АЦП. Представляет интерес сравнение вклада собственных шумов датчика и шумов измерительного канала.

Шумы датчика (акселерометра) обычно представлены в его паспортных данных в виде оценок спектральной плотности шума для различных частот. Как правило, уровень спектральной плотности растет в области низких частот. Частотную зависимость шума $SDN(f)$ датчика можно представить в виде кривой, аппроксимирующей оценки представленные в паспорте на датчик в виде:

$$SDN(f) = \frac{A}{f^C} + B$$

где A, B и C – коэффициенты аппроксимации кривой зависимости.

На рис.1 представлена частотная зависимость спектральной плотности шумов типового акселерометра с чувствительностью 100 мВ/г.

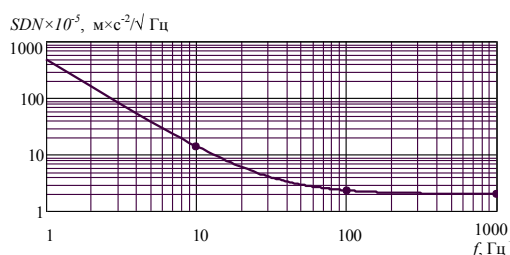


Рис. 1. Спектральная плотность шума акселерометра AC102

Используя данные о чувствительности и диапазоне сигналов на выходе акселерометра можно сравнить шумы квантования АЦП и датчика при различной разрядности N АЦП и частоте F в области нижних частот для случая двукратного цифрового интегрирования. На рис. 2. представлены зависимости шума типового IERE датчика вибрации AC102 с чувствительностью 10 мВ/м·с⁻² в области частот до 50 Гц, а также эквивалентный шум квантования АЦП для различной разрядности N от 10 до 32 двоичных значащих разрядов. При этом старший разряд двоичного кода является значащим и не учитывается при квантовании уровня, а результирующий разброс представлен в микронах.

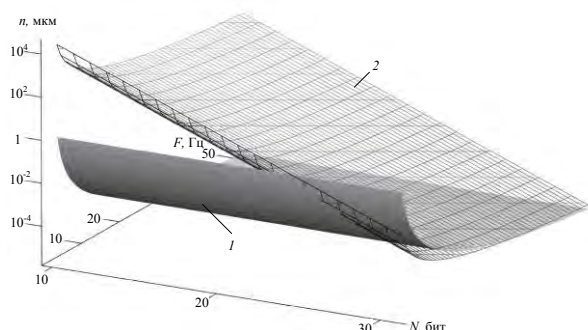


Рис. 2. Зависимости шума в микронах для полосы 1 Гц датчика AC102 (1) и неопределенности данных результата квантования сигналов АЦП (2) от разрядности N и частоты F

Полученные результаты показывают, что при низкой разрядности АЦП (менее 20-24 разрядов) именно шум АЦП определяет качество измерения

вибрации в области низких частот. Следует отметить, что даже при более низкой разрядности АЦП возможно получение удовлетворительных результатов при измерении вибрации в области низких частот за счет снижения погрешностей измерения благодаря применению узкополосной фильтрации, усреднению оценок или оверсэмплинга [5]. Однако такие методы существенно усложняют алгоритмы обработки сигналов, увеличивают измерительное время и имеют ограничения на применение, например в случае контроля нестационарной вибрации. Эти ограничения особенно существенны для систем автоматической противоаварийной защиты, для которых время срабатывания является критически важным параметром.

Уменьшить погрешности квантования проще всего увеличивая размах сигналов на входе АЦП. Для этого обычно используют встроенный в АЦП усилитель с программируемым коэффициентом передачи (PGA). Если усиление PGA 128 (рис. 3) погрешности квантования и шумы акселерометра AC102 становятся близкими при разрядности $N=18-20$. Использование PGA при мониторинге широкополосной вибрации ограничивается присутствием высокочастотных компонент вибрации, которые часто характеризуются большими ускорениями, не позволяющими использовать большие усиления PGA.

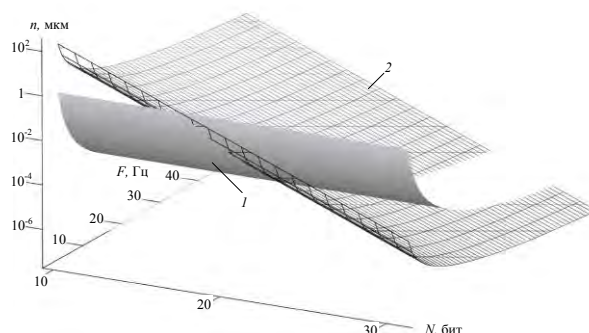


Рис. 3. Зависимости шума в микронах для полосы 1 Гц датчика AC102 (1) и неопределенности данных результата квантования сигналов АЦП (2) от разрядности N и частоты F при использовании PGA с усилением в 128 раз.

Использование двойного интегрирующего аналогового звена, имеющего большой коэффициент передачи на нижней частоте рабочей полосы частот, позволяет устранить это противоречие. Синхронное преобразование в цифровую форму сигналов ускорения и перемещения обеспечивает получение с удовлетворительной точностью данных о вибрации, как для самых низких частот, так и оценивание высокочастотных компонент вибрации без превышения максимально допустимых значений входных сигналов АЦП. Пример структурной схемы реализующей такой принцип сбора данных представлен на рис. 4.

В качестве многоканальных АЦП были использованы микросхемы ADS127х и ADS129х. Интегрирующее звено второго порядка было реализовано в виде фильтра нижних частот с аппроксима-

цией Баттерворта на операционном усилителе с обратной связью. Область спада амплитудно-частотной характеристики с наклоном 12 дБ/октаву такого фильтра соответствует частотному диапазону контролируемой вибрации в виде перемещения, что соответствует двойному интегрированию сигнала.

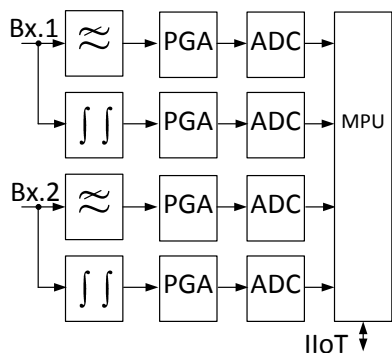


Рис. 4. Структурная схема синхронного сбора сигналов ускорения и перемещения

Собираемые системой мониторинга синхронные данные о ускорении и перемещении для широкополосной вибрации. Обработываются локальным микроконтроллером (MPU) и/или передаются в систему промышленного интернета вещей (IIoT).

Рассмотренная структура предполагает использование существенно большего количества АЦП по сравнению с числом каналов. Увеличить функциональную гибкость многоканальной структуры сбора сигналов с акселерометров можно введением независимых коммутационных элементов с возможностью перекрестных связей между каналами [6-8]. Такие структурные схемы позволяют использовать их как для синхронного сбора сигналов ускорения и перемещения для выбранных каналов, так и обеспечить многоканальный сбор только сигналов ускорения или перемещения, если для контролируемого оборудования или решаемой диагностической задачи существенными являются только высокочастотная или только низкочастотная вибрация.

Оценка ускорения и перемещения позволяет удовлетворительно оценивать и вибрации с частотами в середине диапазона, но, при необходимости, предлагаемые структурные решения позволяют выполнять и прямое измерение сигналов скорости, формируемых из выходных сигналов акселерометров [6].

Учитывая приведенные данные, можно оценить целесообразность выбора числа каналов для модулей сбора вибрационных сигналов, ориентированных на реализацию многоканальной системы мониторинга. В настоящее время выпускаются многоканальные синхронные АЦП на 2, 4, 6 и 8 каналов с разрядностью 24 бит. Следует принять во внимание, что вибрацию рекомендуют синхронно контролировать в трех ортогональных направлениях и число каналов должно быть кратным трем для контроля пространственной вибрации [9-11]. С учетом этих соображе-

ний и изложенного ранее количество каналов модуля целесообразно выбрать равным 12 или 24. В этом случае модуль может обеспечить функциональную гибкость при решении задач вибрационного мониторинга, в том числе в случае работы с трехкомпонентными акселерометрами. Для построения такого модуля можно использовать два последовательно объединенных по SPI интерфейсу шестиканальных АЦП или три восьмиканальных АЦП, что, с учетом пропускной способности SPI интерфейса позволит вести многоканальный вибрационный мониторинг в широкой полосе частот.

Широкополосный вибрационный мониторинг с контролем перемещений, скорости и ускорений позволяет не только реализовать требования действующих нормативных документов в области контроля вибрационного состояния роторного оборудования, но и перейти к учету эффектов высокочастотных циклических вибрационных нагружений, которые существенны для проявления гигацикловой усталости [12-15].

1. Скворцов О.Б. Вибрационный мониторинг компрессорного оборудования // Компрессорная техника и пневматика. 2017. № 6. С.33-38.
2. Скворцов О.Б. Стационарные системы контроля вибрации ООО "Диамех 2000" // Вибрационная диагностика. 2014. №1(6). С.42-54.
3. Trunin E.S., Skvortsov O.B. Operational monitoring of the technical condition of hydroelectric plants // Power Technology and Engineering. 2010. V. 44. № 4. С. 314-321.
4. Скворцов О.Б. Датчики для измерения низкочастотной вибрации // Датчики и системы. 2017. № 4. С.16-21.
5. Скворцов О.Б. Анализ вибрационных сигналов при решении задач балансировки роторов // Автоматизация. Современные технологии. 2018. № 2. С.60-66.
6. Патент RU 2658570, кл. G01M 1/00, БИ 2018. № 18.
7. Патент RU № 2644620, G01M 1/00, БИ 2018. № 5.
8. Патент RU 2658569, кл. G01M 1/00, БИ 2018. № 18.
9. Патент RU 2658577, кл. G01N 11/06, БИ 2018. № 18.
10. Патент RU 2658568, кл. G01P 15/09, БИ 2018. № 18.
11. Скворцов О.Б. Управление векторной чувствительностью многокомпонентных датчиков пространственных величин // Приборы. 2017. № 8 (206). С.19-28.
12. Скворцов О.Б. Вибрационная безопасность больших энергетических агрегатов // Проблемы управления безопасностью сложных систем: Материалы XXVI международной конференции. 19 декабря 2018 г., М.: ИПУ РАН - 2018. С.310-313.
13. Скворцов О.Б. Системы мониторинга вибрации и технологии IIoT // Международная конференция «Машины, технологии и материалы для современного машиностроения» 21-22 ноября 2018 г., Сборник тезисов конференции. М.: 2018. С.170.
14. Скворцов О.Б. Вибрационная прочность: мониторинг, диагностика, защита // Научные чтения им. чл.-корр. РАН И.А. Одингга "Механические свойства современных конструкционных материалов". М.: 6-7 сент. 2018. Сборник материалов. ИМЕТ РАН 2018. С.138-139.
15. Скворцов О.Б. Системы противоаварийной защиты по вибрации роторного оборудования // Системы управления полным жизненным циклом высокотехнологичной продукции в машиностроении: новые источники роста : Всероссийская научно-практическая конференция: материалы конференции / Москва: Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2018. 149-153.

РАЗРАБОТКА КОМПЛЕКСА ИСПЫТАТЕЛЬНЫХ СТЕНДОВ ДЛЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ

Н.И. Смирнов, Н.Н. Смирнов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; smir1947@yandex.ru

В статье приводится анализ основных механизмов поверхностного разрушения узлов и деталей высокооборотных УЭЛН, обосновывается методология разработки комплекса испытательных стендов и дается описание основных технических решений при их создании.

Цель.

Одним из перспективных направлений повышения эффективности механизированной добычи нефти является увеличение частоты вращения погружных лопастных насосов для добычи нефти (УЭЛН). Это позволяет сделать установку существенно короче, увеличить напорность насосной ступени. За счет этого сокращаются затраты на монтажные работы, т.к. можно проводить спуск полностью собранной в цехе ремонта установки. Однако увеличение частоты вращения приводит к интенсификации процессов разрушения (износа, динамики, коррозии и т.д.) [1]. В связи с этим необходимы исследовательские работы по изучению этих процессов.

Целью работы является разработка комплекса стендов, методик для испытаний основных деталей и узлов УЭЛН, лимитирующих их ресурс.

Обоснование методологии работы

Из анализа надежности УЭЛН, проведенного автором на основе многолетних наблюдений и разборок установок можно выделить основные ресурсопределяющие узлы и детали установок:

- насосные секции, газосепараторы, протекторы;
- насосные ступени, подшипники скольжения, упорные подшипники протекторов и электродвигателей, торцовые уплотнения.

Осмотр деталей высокооборотных установок после эксплуатации показал, что основными трибологическими процессами являются:

- коррозионно-эрозионные повреждения деталей насосной ступени и вала, рис. 1а,б.
- износ и трещинообразование подшипников насосной ступени, рис. 1,в;
- кавитация, рис. 1,г.

Процессы поверхностного разрушения интенсифицируются за счет более высоких скоростей движения жидкости, высокого перепада давления на щелевых уплотнениях.

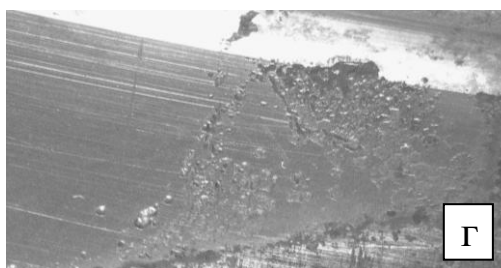


Рис. 1. Основные виды поверхностных разрушений деталей высокооборотных УЭЛН

В соответствии с перечнем ресурсопределяющих деталей и типом основных процессов поверхностного разрушения имеют значение следующие виды испытательных стендов:

- стенд для исследования радиальных подшипников;
- стенд для испытаний на ресурс насосных ступеней;
- стенд для испытаний упорных подшипников протекторов и электродвигателей;
- стенд для исследования торцовых уплотнений;
- стенд для исследования коррозионно-эрозионного, кавитационного изнашивания материалов.

Технические требования к стендам.

1. Испытательные стенды должны быть выполнены с использованием единых

конструкторских решений и обеспечивать частоту вращения образцов свыше 10000 об/мин, рисунок 2.

2. При испытаниях должны быть обеспечены среды, условия опытов (абразив, коррозионная среда и т.д.), приближенные к эксплуатационным условиям.

3. Средства управления и измерения должны обеспечивать требуемую точность.

Стенд для испытаний насосных ступеней.

Стенд предназначен для исследования трибологических процессов в насосной ступени и ресурсных испытаний. Испытывается сборка в составе: два направляющих аппарата, рабочее колесо с дополнительной установкой радиального подшипника. Модельная жидкость – вода+абразив+соляная кислота. Используются две методики испытаний: замкнутый контур движения модельной жидкости и разомкнутый контур. Максимальная частота вращения рабочего колеса 12000+3000об/мин.

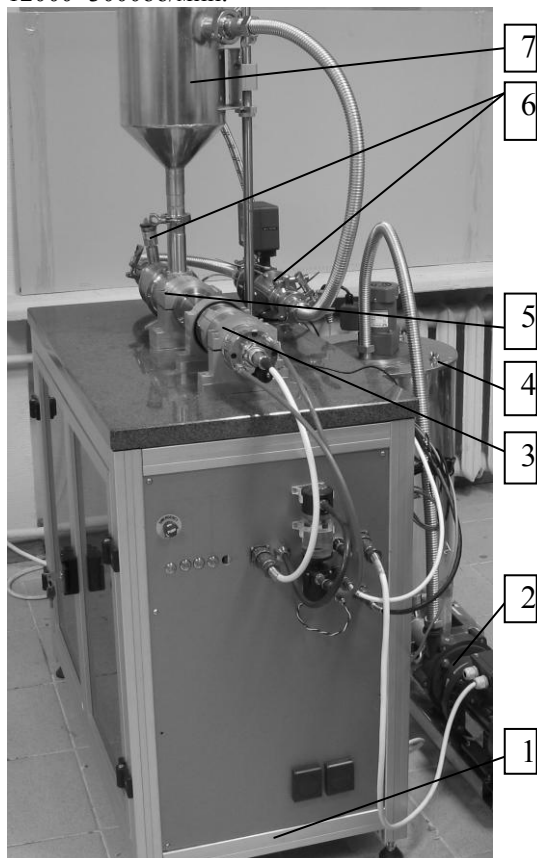


Рис. 2 Общий вид стенда для испытаний насосных ступеней (без компьютерной системы управления и измерения)

Основные узлы и детали смонтированы на унифицированной станине 1. Вспомогательный насос 2 и сепаратор 4 установлены отдельно на раме. Испытуемая насосная ступень устанавливается в испытательной камере 5. Шпиндель 3 упругой муфтой соединен с валом испытательной камеры. Измерительная система включает датчик расхода, напора 6, датчик момента, датчики температуры, аппаратно-программные средства компании NI.

Стенд для испытаний радиальных подшипников.

Стенд [3] предназначен для трибологических исследований радиальных подшипников в масле, воде, при увеличенной температуре

Стенд состоит из основания, на котором установлены основные узлы и детали, система управления и измерения. На керамическом столе 1 в подшипниковых узлах установлен асинхронный привод 2 с максимальной частотой вращения 12000 об/мин для передачи момента, который регистрируется тензометрическим датчиком момента 3, на вал испытательного модуля. Валы соединены упругой муфтой 4. Испытательный модуль состоит из опорного узла вала 5, испытательной камеры 7 с тензометрическим датчиком момента образца 6, блоком термоэлектрических нагревателей 8, щеточного узла и электромеханического пружинного механизма нагружения 9.

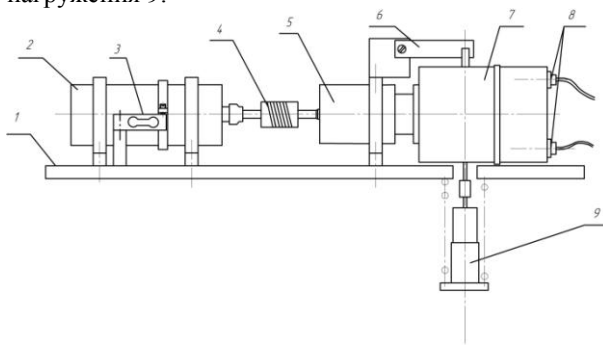


Рис. 3 Кинематическая схема стенда

Стенд для испытаний упорных подшипников.

Стенд [2] предназначен для испытаний высоконагруженных упорных подшипников электродвигателей и протекторов, работающих в масляной среде и при высокой температуре (до 220⁰С).

Испытания проводятся в масле, которое заливается в камеру 3. Вращение пяты 12 осуществляется посредством шпинделя 1. Подпятник 11 крепится в корпусе 10, опирающемся на блок упорных шарикоподшипников 4,6, который в свою очередь устанавливается на шпинделе 1 по шпонке. Измерение момента трения осуществляется посредством рычага 7, который соединен с тензобалкой 22 с одной стороны и с корпусом 10. Рычаг 7 качается в подшипниковом узле 8 с сильфонным уплотнением. Нагружение подшипника осуществляется приложением осевой силы через поршень 14 к опоре 16 и через упорный шариковый подшипник 17 к пяте 12 испытуемого подшипника скольжения

Выбранная схема измерительного узла позволяет исключить трение покоя подпятника и повысить точность измерения коэффициента трения.

При испытаниях измеряют момент трения, осевую силу, температуру масла и температуру подпятника в зоне трения. Предельная нагрузка оценивается по увеличению момента трения и температуры подпятника.

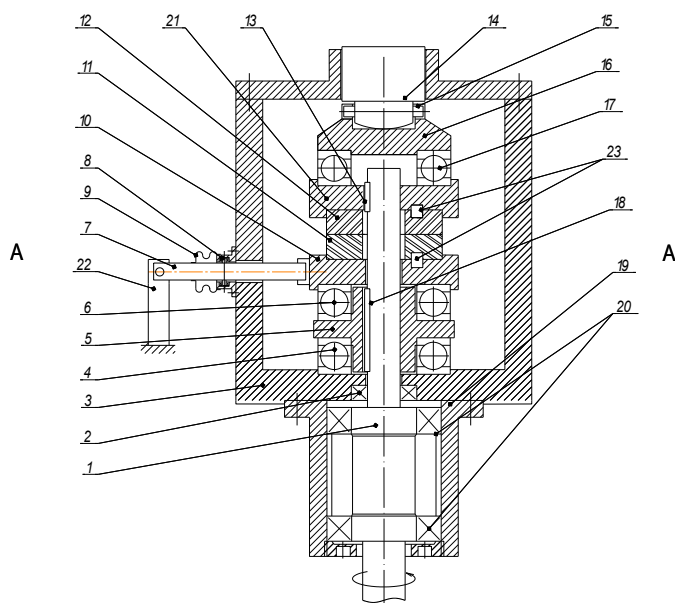


Рис. 4 Кинематическая схема испытательного узла стенда

Стенд для исследования коррозионно-эрозийного, кавитационного изнашивания материалов.

Стенд предназначен для исследования процесса коррозионно-эрозийного изнашивания материалов, применяемых для изготовления деталей насосных ступеней и газосепараторов.

Конструктивно аналогичен разработке [4] с более высокими характеристиками по скорости струи жидкости (до 35 м/с), что позволяет исследовать кавитационные явления.

Стенд для исследования торцевых уплотнений.

Стенд состоит из следующих узлов: станины, привода (высокооборотный шпиндель и частотный преобразователь), узла трения с нагружающим устройством, системы подготовки рабочей жидкости, системы измерения параметров (датчик крутящего момента, датчик температуры, датчик давления, датчик частоты вращения), системы управления NI.

Узел трения имеет опирающийся на два шарикоподшипника рабочий вал, который соединен посредством муфты с высокооборотным шпинделем. Консольная часть вала находится в испытательной камере и изолирована от атмосферы посредством испытываемого торцевого уплотнения.

Испытательная камера уплотняется крышкой, в которой установлен датчик давления и ресивер-аккумулятор с клапаном для создания и поддержания избыточного давления в камере. Испытуемое уплотнение устанавливается на вал с рекомендуемым изготовителем натягом.

Величина протечки регистрируется по величине падения давления в камере и путем измерения веса протекшей жидкости. Температура измеряется термопарой, установленной на корпусе уплотнения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы», Соглашение о предоставлении из федерального бюджета грантов в форме субсидий в соответствии с пунктом 4 статьи 78.1 Бюджетного кодекса Российской Федерации № 075-15-2019-043 от 4 июня 2019 г., проект RFMEFI60717X0191.

1. Смирнов Н.И. Трибологические проблемы высокооборотных центробежных насосов // Машины, технологии и материалы для современного машиностроения. Сборник тезисов конференции. 2018. С. 177
2. № 188355, 09.04.2019 Устройство для измерения момента трения упорных подшипников скольжения / Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н., Сахвалдзе Г.Ж.
3. №188359, 09.04.2019 Устройство для измерения сил трения подшипников скольжения/ Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н., Прожега М.В., Сахвалдзе Г.Ж.
4. Пат. 2444719 Российская Федерация, МПК G 01 N 3/56. Способ испытания материалов на гидробразивный и коррозионный износ / Н.И. Смирнов, Н.Н. Смирнов

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ПОДШИПНИКОВ ЭЛЕКТРОНАСОСНЫХ АГРЕГАТОВ АКТИВНОЙ СИСТЕМЫ ТЕРМОРЕГУЛИРОВАНИЯ КОСМИЧЕСКИХ АППАРАТОВ

Н.И. Смирнов^{1*}, Н.Н. Смирнов¹, О.В. Широбоков², А.В. Горбунов², О.И. Желтышев²

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; smir1947@yandex.ru

² Технический Университет «ВОЕНМЕХ» им. Д.Ф. Устинова, Санкт-Петербург, Россия

В работе представлены методика и результаты испытаний подшипников качения малорасходных электронасосных агрегатов, применяющихся для обеспечения циркуляции жидкого теплоносителя в активной системе терморегулирования космических аппаратов. Разработан многопозиционный стенд для испытаний в течение 40 суток подшипников в среде теплоносителя при частоте вращения 6000 об/мин с возможностью регистрации частоты вращения сепаратора. В качестве критерия работоспособности используется величина зазоров в подшипнике. Исследованы условия наступления питтинга.

Введение.

Важнейшей частью космических аппаратов (КА) различного назначения являются системы жизнеобеспечения, в частности, системы терморегулирования, от работоспособности которой во многом зависит срок активного существования (12 лет и более). Для обеспечения циркуляции жидкого теплоносителя в активной системе терморегулирования используются малорасходные электронасосные агрегаты (ЭНА), имеющие подшипниковые опоры электродвигателя. Основным условием обеспечения теплоотвода от приборов КА в течение всего срока активного существования для спутников повышенной мощности становится ресурс ЭНА, долговечность подшипников. Для выбора критерия работоспособности шарикоподшипников этих механизмов бывает недостаточно эксплуатационных данных о характере отказа. В основном, выход из строя подшипников качения происходит из-за усталостного разрушения рабочих поверхностей (питтинг), износа, вызываемого проскальзыванием. Результаты статистической обработки экспериментальных стендовых и натуральных испытаний подшипников авиационных двигателей в среде низковязких жидкостей (керосин, криогенные компоненты топлива, вода и др.) показывают, что их основные повреждения – это износ рабочих поверхностей [1]. В работе [2] указывают на взаимосвязь состояния поверхностей трения подшипника с интенсивностью вибрации. Износ подшипников связывают с микроскольжением шариков и дорожки качения [3].

Из литературы известно, что в основном испытания подшипников проводят в составе натуральных ЭНА. В работе [14] представлены результаты испытаний нескольких ЭНА с частотой вращения 4000 об/мин и ресурсом до 44766 ч. Показано, что имеет место увеличение зазоров в подшипнике при длительных испытаниях. По оценочным расчетам авторов

величина осевой силы в ЭНА составляет величину 2...5Н, а величина радиальной силы – 1Н.

Целью представленной работы является исследование работоспособности высокооборотных подшипников ЭНА по критерию износа.

Предмет исследования и методика испытаний.

В качестве объекта испытаний использовали шарикоподшипник типа 25-26ЮТП, имеющий следующие характеристики:

внутренний диаметр	6 мм;
наружный диаметр	19 мм;
ширина	6 мм;
диаметр шарика	3,969 мм;
количество шариков в подшипнике	6 шт.;
динамическая грузоподъемность	2,17 кН;
статическая грузоподъемность	1,16 кН.

Подшипники работают в среде низкотемпературного теплоносителя, в качестве основы которого выбран 2,2,4-триметилпентан. Для снижения износа подшипников ЭНА в состав теплоносителя включены противоизносные присадки.

Основные свойства теплоносителя:

теплоемкость при +20 °С	1,6 Дж/г·К;
теплопроводность при +20 °С	0,10 Вт/м·К;
диэлектрическая проницаемость при +20 °С	2,2;
температура вспышки	-9°С
пределы взрываемости смеси паров теплоносителя с воздухом при +20 °С:	
нижний	0,05 г/л;
верхний	0,275 г/л

Для проведения испытаний был изготовлен стенд, рис.1. Испытуемые подшипники находятся в 4-х позиционной испытательной камере 2, заполненной жидким теплоносителем. Каждый подшипник устанавливали на вал опорного узла с торцевым уплотнением. На рис.1а испытательная камера изображена со снятой крышкой.

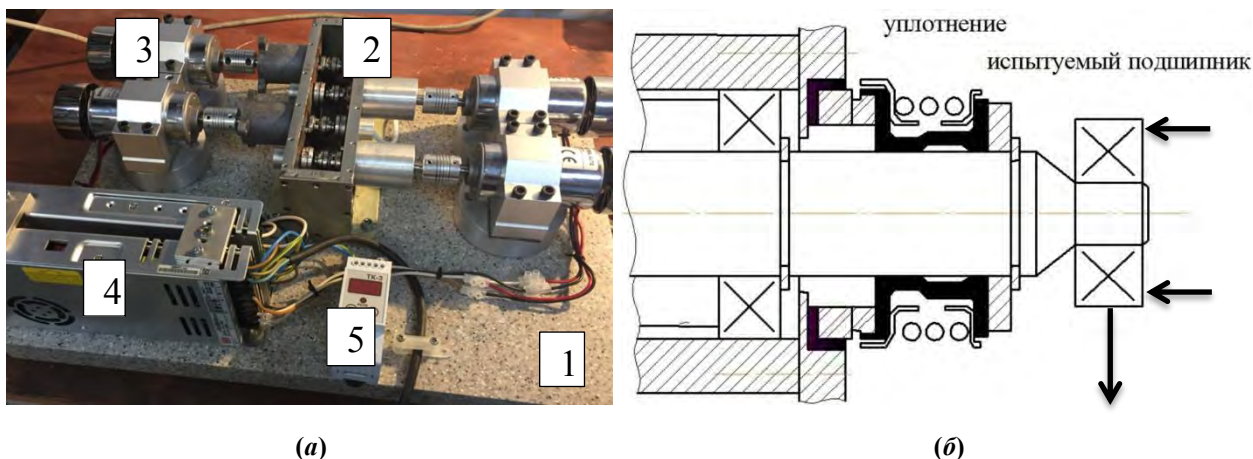


Рис.1 Общий вид стенда (а) и схема испытательного узла (б): 1-основание стенда; 2-4-х позиционная испытательная камера; 3- электродвигатели; 4-система привода; 5-устройство поддержания температуры. Стрелками показаны действующие силы на подшипник.

Для одновременного испытания нескольких подшипников используется четыре испытательных модуля, рис.1б. Каждый испытательный модуль состоит из опорного узла с валом для установки испытуемого подшипника, торцевого уплотнения с кольцами из карбида кремния (SiC), устройств нагружения в виде спиральных пружин.

Для передачи силы растяжения или сжатия от пружин на подшипник наружное кольцо испытуемого подшипника устанавливается в корпус. Корпус имеет паз для крепления пружины растяжения. Плоскость паза проходит через середину подшипника, обеспечивая, таким образом, центрально действующую радиальную силу. С торца на корпусе имеется поршень для центрирования пружины сжатия. Кроме того, на торцевой поверхности корпуса сделаны несколько отверстий для уменьшения веса корпуса и свободного подвода теплоносителя к зоне трения.

Радиальная и осевая силы заданной величины создаются соответственно спиральной пружиной растяжения и спиральной пружиной сжатия. Пружины предварительно тарируются на тарировочном устройстве.

Нагружение испытуемых подшипников радиальными и осевыми силами производили с помощью пружин перед началом опыта. Установлены следующие номинальные величины сил: радиальная сила – 1Н, осевая сила – 8Н. Оценочные расчеты сил ЭНА, проведенные в работе [1], дают значения: 1Н – радиальная сила и 2...5Н – осевая сила. Испытания проводили при температуре теплоносителя – 35...40⁰С.

Для изоляции внутрикамерного пространства от окружающей среды или, по крайней мере, обеспечения минимально

возможной величины испарения теплоносителя использовали торцевые уплотнения компании John Crane 2100 с кольцами из карбида кремния.

Для вращения валов испытательных модулей применяются четыре электродвигателя постоянного тока с постоянными магнитами (вентильные двигатели фирмы XINHUANGDUOF мощностью 0.3kw постоянного тока 12-48 В), конструктивно схожие с электродвигателем ЭНА.

Кроме того, испытательная камера снабжена оптоволоконными датчиками положения, позволяющими измерять частоту вращения сепаратора и расстояние до сепаратора, а также импульсными датчиками, измеряющими частоту вращения внутреннего кольца подшипника. Соотношение между измеряемыми частотами влияет на скорость проскальзывания шариков и соответственно на вероятность возникновения износа. В начале и в конце опыта измеряли величину зазоров в подшипнике.

Результаты испытаний.

На первом этапе провели испытания коммерческих подшипников обычного класса точности при номинальных значениях радиальной и осевой силы, соответственно 1 Н и 8 Н. Один подшипник нагружали радиальной силой 1 Н и осевой силой 20 Н. В процессе опыта температура поддерживалась на уровне 38,5⁰С, частота вращения 6000 об/мин.

После 100 часов испытаний опыт прекратили вследствие увеличения шума и роста температуры жидкости в испытательной камере на 1⁰С. Осмотр образцов показал, что на дорожке качения подшипника с увеличенной осевой нагрузкой наблюдается питтинг, рис.2.

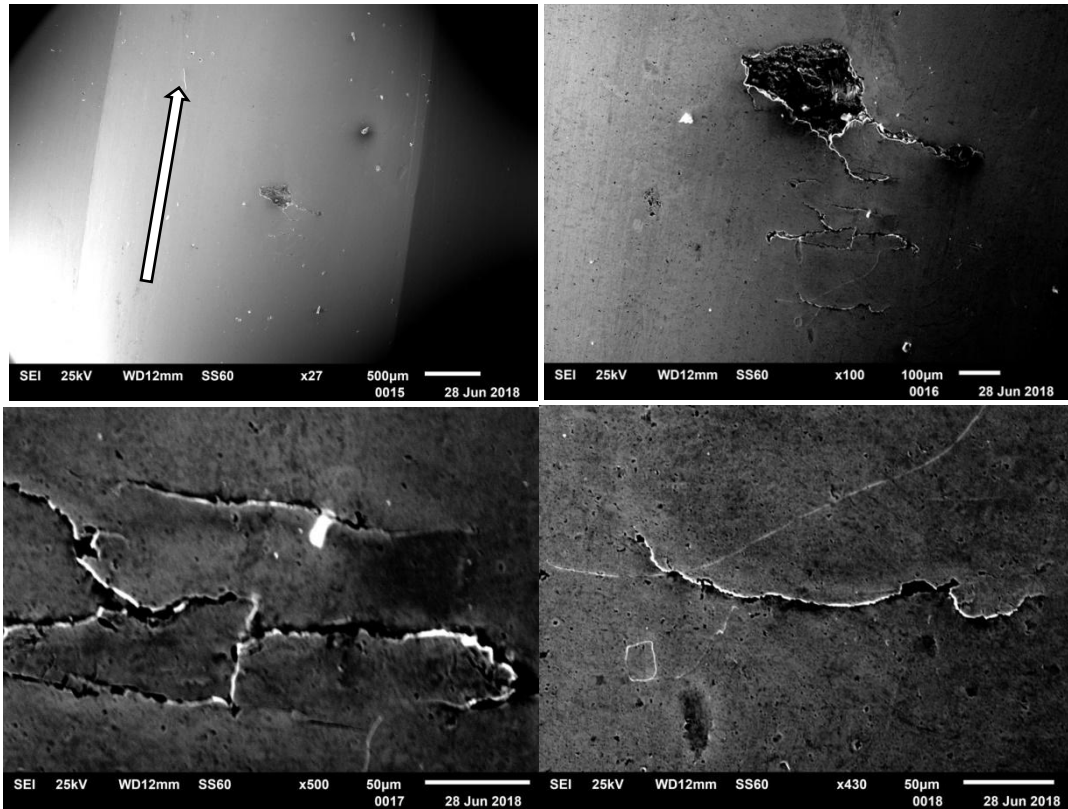


Рис.2 Изображение питтинга на поверхности дорожки качения подшипника. Стрелка указывает направление качения кольца.

Характер разрушения – усталостный. Происходит локальное выкрашивание фрагмента металла с поверхности внутреннего кольца. Трещины располагаются перпендикулярно направлению движения шариков. Поперечные трещины также видны и перед локальной зоной разрушения. На остальных подшипниках не замечено следов повреждения дорожек качения.

На втором этапе провели испытания шарикоподшипников, изготовленных по специальной технологии. Время опыта составляло 40 суток, частота вращения – 6000 об/мин, температура – 38,5⁰С. Радиальная и осевая силы на каждый подшипник устанавливались в соответствии с таблицей 1.

Табл.1 Порядок нагружения подшипников в опыте.

№ подшипника	1	2	3	4
Радиальная сила, Н	1	1	1	1
Осевая сила, Н	8	16	24	32

Осмотр подшипников после опыта не выявил существенных повреждений поверхности трения на всех четырех образцах. Имела место лишь приработка.

Выводы.

1. Разработан четырехпозиционный испытательный стенд с индивидуальной системой нагружения испытуемых подшипников и регистрацией частоты вращения сепаратора.

2. При увеличении осевой нагрузки на подшипник до 20Н наступает питтинг после 100 часов опыта.

1. Silaev, B.M. (2008) Tribology of machine parts in low-viscous lubricant environments. Samara State Aerospace University. – 264 p. (in Russian).
2. Boris M. Silaev, Ildar S. Barmanov, Pavel A. Danilenko. Research of possibility of an assessment of the technical conditions of rolling bearings of aircraft engines through vibrodiagnostic criteria. Procedia Engineering 106 (2015) 253 – 259.
3. A.V. Korolev, A.A. Korolev Microscip Mechanism in Raceways and Rolling Elements of Roller Bearings. International Conference on Industrial Engineering, ICIE 2016 Procedia Engineering 150 (2016) 497 – 501.

АНАЛИЗ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ, ПОСТРОЕННОГО НА ОСНОВЕ ВРАЩАТЕЛЬНО-ЛИНЕЙНЫХ МОДУЛЕЙ

А.Н. Смоленцев, В.Л. Афонин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; alexeism1@rambler.ru

Рассмотрено применение вращательно-линейных мехатронных модулей в манипуляторах для механической обработки. Проведена оценка кинематических возможностей механизма относительного манипулирования на основе вращательно-линейных мехатронных модулей. На основе полученных уравнений динамики проведена оценка производительности при обходе заданного изделия (турбинной лопатки).

Актуальность.

Наиболее важными показателями станочного оборудования являются максимально возможные ускорения перемещений инструмента относительно детали, рабочая зона и углы сервиса, а также точность позиционирования. Для повышения максимально возможных ускорений в манипуляторах предлагалось применение механизмов параллельной структуры [1]. Однако, небольшие углы сервиса этих устройств существенно ограничивают их технологические возможности.

Применение вращательно-линейных мехатронных модулей в манипуляторах для механической обработки позволяет увеличить углы сервиса, а также повысить производительность обработки за счёт меньшей инерционности звеньев. Оценка кинематических возможностей манипулятора производится решением обратной задачи о положении, а оценка производительности при обходе заданного изделия (турбинной лопатки) производится применением уравнений динамики.

Ранее, для более сложных механизмов, в станочном оборудовании, предлагалось применять вращательно-линейные мехатронные модули, перемещающие основания кинематических цепей трипода [2]. Это позволило уменьшить число кинематических цепей 6-координатного механизма с 6 до 3 и этим увеличить диапазоны перемещений выходного звена.

В ИМАШ РАН в 2008 г. [3] были предложены более сложные конструкции аналогичных механизмов с частичной кинематической развязкой, где также может применяться вращательно-линейный привод. Однако, подобные механизмы структурно излишне сложны, что снижает точность позиционирования выходного звена.

Применение совместного вращательно-поступательного синхронного привода с ротором в виде постоянного магнита позволяет уменьшить число кинематических пар и упростить конструкцию механизма. Такой привод вместе с датчиками положения составляет вращательно-поступательный мехатронный модуль, предназначенный для приведения в движения ведущего звена каждой кинематической цепи пространственного механизма. Исследо-

вания в этом направлении продолжают, однако эти модули пока не нашли широкого применения для точного позиционирования. Полностью исключить влияние механических эффектов на позиционирование всё равно невозможно из-за необходимости вращательно-линейных подшипников, в то же время может иметь место электромагнитное взаимодействие, связанное с вихревыми токами в роторе. Поэтому более целесообразно собрать аналогичный модуль из комплектующих, которые уже производятся серийно, например двигателя ДБМ -185 -16 и датчика угла ЛИР292А0.

Вращательно - линейный модуль.

Модуль [4] содержит механизм винтового четырёхзвенника, представляющего собой простейший механизм параллельной структуры. Механизм (рисунок 1) включает в себя основание 4, сопрягающееся вращательными кинематическими парами с ведущими звеньями: гайкой 2 и шлицевой втулкой 1, гайка сопрягается с выходным звеном 3 винтовой кинематической парой, а шлицевая втулка - поступательной кинематической парой. Итого: $n=3$ подвижных звена и $p_5=4$ кинематические пары.

Выходное звено по массе и моментам инерции несущественно отличается от выходного звена вращательного привода при сходных требованиях по жёсткости. Применение таких модулей позволяет обеспечить требуемый диапазон углов, и в то же время малую инерционность подвижных звеньев. Малая инерционность достигается за счёт того, что привод линейных перемещений не должен перемещать расположенный на последующем звене вращательный привод. Эти приводы совместно перемещают выходное звено.

Мехатронный модуль (рисунок 1) осуществляет управляемое перемещение выходного вала 3 по двум независимым координатам: поступательное перемещение вдоль оси модуля осуществляется поворотом гайки при постоянном значении угла поворота шлицевой втулки, а вращательное - поворотом гайки и шлицевой втулки на одинаковый угол.

В первом приближении были выбраны двигатели ДБМ -185 -16 с пусковым моментом 13.5 Н·м. Главным недостатком применения таких мехатрон-

ных модулей является взаимовлияние приводов, требующее совместного контроллера для них с устранением взаимовлияния за счёт синтеза соответствующей структуры системы управления.

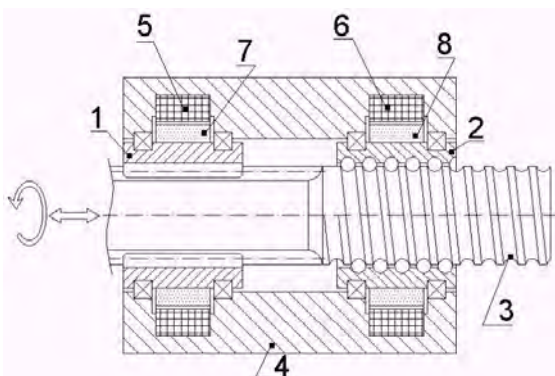


Рисунок 1 Вращательно-линейный мехатронный модуль на основе прямого привода: 1 - шлицевая втулка, 2 - гайка, 3 - вал (выходное звено), 4 - корпус (основание модуля), 5 и 6 - обмотки, 7 и 8 - роторы на основе постоянных магнитов.

Робот-станок на основе вращательно-линейных мехатронных модулей.

Для финишной механической обработки изделий сложной пространственной формы, таких как поверхность проточной части турбинных лопаток, крыльчаток, фасок сложной конфигурации, как правило, применяется инструмент с режущей поверхностью вращения. Это может быть шлифовальный круг с коническими и тороидальными поверхностями, коническая фреза со сферическим или тороидальным наконечником.

Робот – станок [4] на основе вращательно-линейных модулей показан на рисунке 2. Он состоит из манипулятора перемещения детали и манипулятора перемещения инструмента. Координаты q_1 и q_2 относятся к вращательно-линейному модулю перемещения детали, угловая координата q_3 - поворот этого модуля вокруг вертикальной оси 3 вращательным приводом. Таким образом, манипулятор перемещения детали имеет три степени подвижности, третий вращательный привод в основном реализует линейные перемещения детали.

Манипулятор перемещения инструмента (электрошпинделя с режущим инструментом) состоит только из вращательно-линейного модуля с координатами q_4 и q_5 - две степени подвижности.

Угловая координата q_1 обеспечивает неограниченный поворот детали вокруг оси Z_d , а угловая координата q_5 обеспечивает необходимый диапазон угла между Z_d и Z_u , компенсируя небольшой поворот от координаты q_3 .

Координата q_3 обеспечивает линейные перемещения приближения/удаления детали от инструмента. Диапазон этих перемещений при обработке ограничен силомоментными соотношениями, поскольку расстояние от зоны резания до оси 3 достаточно велико.

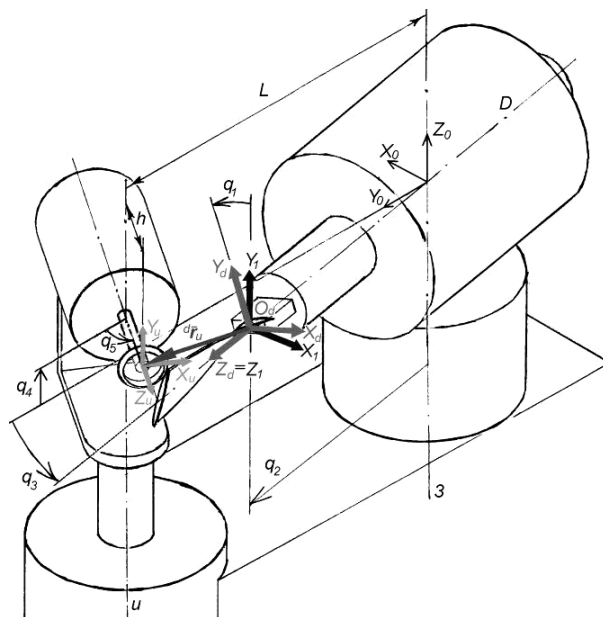


Рисунок 2 Робот-станок на основе вращательно-линейных мехатронных модулей./

Диапазон линейных перемещений по координате q_4 складывается из максимального диаметра обрабатываемого изделия и максимального диаметра режущего инструмента, чтобы обеспечить необходимое условие касания в произвольной точке поверхности изделия любой точкой режущей поверхности.

Диапазон линейных перемещений по координате q_2 приблизительно равен сумме максимальной длины обрабатываемого изделия и максимального радиуса режущего инструмента.

Для четырёх поверхностей турбинных лопаток и тороидального инструмента, как и в [5], проводилось решение обратной задачи о положении (обратная задача решается проще, чем в [5], с применением промежуточной системы координат (X_1, Y_1, Z_1)). В результате при геометрических параметрах $L=800$ мм и $h=0$ для обработки поверхностей четырёх лопаток необходимы следующие диапазоны приводных координат в соответствии с рисунком 2:

$$\begin{aligned} q_1 & - \text{не ограничен;} \\ 499.21 \text{ мм} & < q_2 < 834.74 \text{ мм;} \\ -2.45^\circ & < q_3 < 4.23^\circ; \\ -72.04 \text{ мм} & < q_4 < 65.47 \text{ мм;} \\ 29.73^\circ & < q_5 < 90.05^\circ. \end{aligned}$$

При $L=800$ мм на основе оценочного эскиза проверено, что такие диапазоны могут быть обеспечены.

Для оценки быстродействия робота-станка проводилось моделирование прохода траектории (для одной лопатки) в следующей последовательности: продольные движения по входной кромке, поперечные движения по спинке, продольные движения по выходной кромке, поперечные движения по корыту, круговой обход прикомлевого участка.

Для моделирования был проведён предварительный анализ масс и моментов инерции звеньев робота-станка на основе оценочного эскиза, а также составлены уравнения динамики (уравнения Лагранжа 2 рода).

При значениях хода ШВП модулей $P_2=P_4=50$ мм и времени прохода по траектории 356 с максимальные моменты в приводах составили:

$$M_{1\max}=1.72 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{2\max}=8.47 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{3\max}=18.15 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{4\max}=10.26 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

$$M_{5\max}=13.29 \text{ Н}\cdot\text{м};$$

Следует отметить, что рекомендуемый шаг ШВП при её предполагаемом диаметре составляет 5 мм, таким образом, передача получается 10 - заходной, что сложно в изготовлении. Поэтому можно применить многозаходную винтовую передачу скольжения или применить двигатель с меньшим моментом инерции ротора, но и меньшим номинальным моментом. В целом, предлагаемая конструкция реализуема, динамические моменты в 4-х приводах не превышают допустимого. В третьем приводе следует применить двигатель с вдвое большим номинальным моментом или два двигателя

ДБМ -185 -16, управляемых с одного контроллера. Время обхода траектории составило около 6 минут. В сравнении обходом за 10-15 минут той же лопатки на роботе-станке РОСТ-300 [1] имеется преимущество приблизительно в 2 раза при существенно меньшей суммарной мощности приводов.

1. Устройство для механической обработки изделий сложной пространственной формы : пат. 2202465 Рос. Федерация, МПК 7 B25 J9/00, B24 B19/14 /Аксенов В.И., Афонин В.Л., Веденеев В.Н., Власенков А.В., Крайнев А.Ф. ; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН. - № 2001114078/02 ; заявл. 28.05.2001 ; опубл. 20.04.2003.
2. Robotic manipulators and rotary linear actuators for use in such manipulators: пат. 0263627А Европейский союз, МПК6 B25J11/00 B25J17/02 B25J9/04 / Kohli Dilip; заявители и патентообладатели Kohli Dilip, Sandor George Nason. - № US913523 ; заявл. 30.09.1986; опубл. 13.04.1988. Бюл. № 88/15.
3. Пространственный механизм: пат. 2403140 Рос. Федерация, МПК7 B25J 1/00 / Глазунов В. А., Тывес Л. И., Данилин П. О.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН. - № 2008146264/02; заявл. 24.11.2008, опубл. 10.11.2010. Бюл. №31.
4. Афонин В.Л., Гаврилина Л.В., Ибрагимов А.Р., Кондратьев И.М., Морозов С.В., Раков Д.Л., Смоленцев А.Н., Сухоруков Р.Ю., Шитов А.М. "Исследования и разработка инновационных технологических процессов и интеллектуальных систем управления для изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД). Москва, ФГБУН ИМАШ РАН, 2019 137 с.
5. Афонин В. Л. Анализ кинематических характеристик робота-станка при введении дополнительных неуправляемых координат/ В. Л. Афонин , А. Н. Смоленцев, А. Н. Панфилов //Проблемы машиностроения и автоматизации. - 2014. - №4. С. 63-69.

ИННОВАЦИОННЫЕ РАЗРАБОТКИ ПОЛУЧЕНИЯ ИМПОРТОЗАМЕЩАЮЩЕЙ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ ДЛЯ ПРЕДПРИЯТИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Соловьев В. В., Соколов А. В., Головкин А. Е., Салтыков А. С., Гасанова Н. В.
Ярославский государственный технический университет, Ярославль Россия; solovyovvv@ystu.ru

В статье представлены предварительные результаты по разработке рецептуры импортзамещающих смазочно-охлаждающих жидкостей на основе базового масла И-20 и промышленных образцов традиционных присадок ряд, из которых получен авторами настоящей работы.

Введение

Отечественная металлообрабатывающая промышленность активно использует различные виды смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ), в том числе предприятия Ярославской области. Они позволяют повысить качество выпускаемых металлических изделий и продлить срок эксплуатации инструментов за счет смазки и охлаждения зоны их соприкосновения. [1]

Использование новых смазочно-охлаждающих жидкостей на некоторых операциях обработки металлов резанием позволяет в 2-4 раза повысить стойкость инструмента, в несколько раз уменьшить высоту микронеровностей обработанной поверхности и остаточные напряжения, на 40-50% увеличить производительность обработки, снизить затраты энергии на резание [2].

На сегодняшний день в связи с не простой экономической ситуацией в Российской Федерации, а также политикой импортозамещения и диверсификации появился повышенный спрос на высококачественные смазочно-охлаждающие жидкости, изготовленные из доступных и сравнительно дешевых отечественных ингредиентов, отличающихся способностью к биоразлагаемости, безопасных для человека и окружающей среды. Это связано с тем, что на поставки большинства аналогичных смазочно-охлаждающих жидкостей зарубежных фирм (Henkel, Blaser, Cimcool) распространяются экономические санкции. При этом практически отсутствуют научно-обоснованные рекомендации по методикам приготовления состава концентрата СОЖ и подготовке воды, предназначенной для ее приготовления. Таким образом, одной из целей настоящей работы была разработка экономически выгодных образцов СОЖ, обладающих такими же высокими потребительскими характеристиками как импортные аналоги.

Традиционно СОЖ изготавливают на основе базового масла, которое образует устойчивые эмульсии в воде, называемые эмульсолами [1]. Большую долю рынка составляют эмульсолы на основе минерального сырья (например, таких промышленных масел, как И-20, И-40, И-50). Для улучшения потребительских свойств в них добавляют ряд присадок, обеспечивающих

противоизносные, антифрикционные, противозадирные, антиокислительные, моющие и другие свойства [3]. При этом некоторые компоненты СОЖ могут оказывать негативное воздействие на окружающую среду, а значит и здоровье человека. Например, смазочно-охлаждающие жидкости, содержащие в своем составе большое количество минеральных масел, практически не подвергаются биологическому разложению. После отработки такие СОЖ попадают в накопительные системы заводов, и могут являться причиной загрязнения окружающей среды. Так же, по мере выработки, СОЖ загрязняется металлическими частицами, продуктами окисления, инородными маслами и продуктами жизнедеятельности микроорганизмов, что снижает качество обработки металлических изделий и может привести к возникновению кожных заболеваний у рабочих, вступающих с ней в контакт. Таким образом, разработка составов, которые обладают минимальным негативным воздействием на экологию, и не отражающихся на здоровье человека, является актуальной проблемой, стоящей перед отраслью на сегодняшний день.

Цель работы

Разработка и коммерциализация методов получения сравнительно дешевой, безвредной для человека и окружающей среды СОЖ для металлообработки, которая соответствует большинству технологических требований характерных для импортных образцов, а также внедрение и последующая организация её промышленного производства.

Экспериментальная часть

В настоящей работе в качестве основных объектов исследования использовались следующие сырье и реактивы:

Масло индустриальное И-20А, ГОСТ 20799-88, имело следующие константы: кислотное число – 0,03 мг КОН/г; зольность 0,005 %,

Животный жир технический по ГОСТ 1045-73, полученный по разработанной в Ярославском государственном техническом университете технологии, которая предполагает выделение его из любых видов животного непищевого сырья, предназначенных для технических целей [4].

Масло растительное по ГОСТ 1129-2013.

Кислота олеиновая техническая, ГОСТ 7580-91, имела следующие константы: кислотное число – 190 мг КОН/г; число омыления 185 мг КОН/г; массовая доля жирных кислот, влаги и неомыляемых веществ соответственно составляла – 97,4, 0,5 и 2,5 %.

Масло талловое сырое, ТУ 13-0281078-119-89, имело следующие константы: кислотное число – 132,2 мг КОН/г; число омыления – 146,6 мг КОН/г; йодное число – 159 г I₂/100 г.

Борная кислота техническая (CAS 1004335-3) с содержанием основного вещества не менее 96,5 % масс. использовалась без дополнительной очистки.

Кислота ортофосфорная техническая по ГОСТ 6552-80, ТУ 261200500207787-02.

Глицерин дистиллированный по ГОСТ 6824-96.

Триэтанолламин технический, ТУ 6-02-916-79.

Диэтанолламин технический, ТУ 6-09-2652-91.

Политэтиленгликоль-9 (CAS 25322-68-3) по ТУ 6-14-714-79.

Гидроксид натрия, марки «Ч», ГОСТ 11992-66.

Неонол АФ 9-12 технический, ТУ 2483-077-05766801-91 (CAS 9016-45-9) с содержанием основного вещества не менее 92,8 % масс. использовался без дополнительной очистки.

Ди-(алкилполиэтиленгликолевый) эфир фосфорной кислоты («Оксифос») по ТУ 6-02-1148-78 с содержанием основного вещества не менее 95,0 % масс. использовался без дополнительной очистки.

Гесксагидро-1,3,5-триметил-1,3,5-триазин («Триасорб М») по ТУ 2458-007-78722668-2013 с содержанием основного вещества не менее 90,0 % масс. использовался без дополнительной очистки.

Полиметилсилоксан технический, ГОСТ 13032-77.

Спирт этиловый, марки «ХЧ», ГОСТ 11547-65, имел следующие константы: температура кипения 78,4 °С, d₂₀ – 0,7928 г/см³.

Кальций хлористый по ГОСТ 450-77.

Кислота соляная марки «ХЧ», ГОСТ 3118-77.

Фенолфталеин (индикатор) 1 % спиртовой раствор, ГОСТ 5850-72.

Вода дистиллированная, ГОСТ 6709-72.

Химическая часть

На начальном этапе исследования было установлено, что для производства качественных СОЖ, которые по свойствам не должны отличаться от импортных образцов необходимо было провести исследования по получению отдельных компонентов смазочно-охлаждающих жидкостей, которые отсутствуют в списках экспериментальной части работы. После синтеза недостающих компонентов СОЖ, следующим этапом исследований был тщательный контроль за дозировкой базовых и синтезированных компонентов и качеством их смешения.

Предварительно в работе была исследована и проверена возможность частичной или полной замены минерального масла на другие компоненты в связи, с чем использовалось как минеральное масло, так и его заменители, обладающие способностью к биоразложению, а значит более экологичные, и при этом доступные и сравнительно дешевые.

Предлагаемая технология в настоящей работе представлена лишь в качестве примеров наилучших вариантов концентрата смазочно-охлаждающих жидкостей, как с использованием минерального масла, так и без него.

Все полученные образцы концентратов СОЖ, а также их водные эмульсии прошли маркировку, чтобы была возможность фиксировать – именовать – каждый образец.

Для приготовления базового концентрата (рецептура 1.1 и 1.2) в круглодонную колбу, оснащенную мешалкой и термометром, загружали минеральное масло И-20, смешивали с расчётным количеством заранее приготовленных борных эфиров диэтанолламина и олеиновой кислоты и перемешивают в колбе в течение 2-3 часов при температуре 40 °С. Затем вводят неонол и полиметилсилоксан.

На следующем этапе было принято решение снизить количество минерального масла в составе для улучшения экологических характеристик смазочно-охлаждающей жидкости. Для приготовления концентратов 1.3, 1.4, 1.5, и 1.6 с целью улучшения смазывающих свойств был приготовлен диэтанолламид жирных кислот растительного масла по методике, описанной выше. Чтобы избежать расслоения, было принято решение снизить концентрацию олеиновой кислоты и повысить концентрацию неонола. В целях снижения пенообразования концентрация полиметилсилоксана была повышена.

В круглодонную колбу, оснащенную мешалкой и термометром, загружалось минеральное масло И-20, которое нагревалось до температуры 50-60 °С при интенсивном перемешивании. Далее в него добавлялся заранее приготовленный эфир борной кислоты и диэтанолламина, который предварительно смешивался с олеиновой кислотой в заранее рассчитанных соотношениях. Для приготовления эфиров борной кислоты и этаноламина в колбу, снабженную механической мешалкой, термометром и насадкой Дина-Старка, загружали 2 моля этаноламинов (моноэтанолламина-МЭА, диэтанолламина-ДЭА или триэтанолламина ТЭА соответственно). После нагревания выбранных этаноламинов ЭА до 100-110 °С в колбу вводили 1 моль борной кислоты и проводили реакцию конденсации при температуре 160-180 °С до прекращения выделения воды. Реакция этерификации спиртов борной кислотой равновесная и обратимая, поэтому для достижения высоких

выходов приходится удалять реакционную воду. При этерификации низкомолекулярных спиртов воду выделяют в виде двойного азеотропа с избыточно введенным спиртом. Для более полного связывания спиртов в триалкилбораты борную кислоту вводят в 10 % избытке от теоретического.

После проведения процесса смесь без охлаждения сразу добавляли в минеральное масло И-20, перемешивали в емкости или колбе в течение трех часов при температуре 140 °С для получения солей жирных кислот, которые затем добавляются в масло. В смесь ввели расчетное число диэтаноламида жирных кислот растительного масла, неонола и полиметилсилоксана. Полученная смесь перемешивалась в течение 1 часа при той же температуре.

Рецептура образцов 1.6 и 1.7 готовилась на основе ДЭА жирных кислот животного жира, методика получения которого была аналогична описанной в предыдущем разделе. Решение

заменить используемое ранее, растительное масло на технические животные жиры было принято в целях удешевления продукта. В целях защиты от биологического поражения был введен «Триасорб М».

После получения ДЭА жирных кислот животного жира в круглодонную колбу, оснащенную мешалкой и термометром, загружалось расчетное количество минерального масла (И-20). Было взято расчетное количество бората диэтаноламина, которое смешивалась с загруженным минеральным маслом и олеиновой кислотой. Смесь перемешивалась в колбе в течение трех часов при температуре 140 °С. Затем вводился неонол и полиметилсилоксан. В полученную смесь добавлялось не более 1 г «Триасорба М», затем все перемешивалось в течение 1 часа при той же температуре.

Состав образцов полученных по этим методикам представлен в таблице 1.

Таблица 1. Состав концентратов СОЖ на основе минерального масла

Компоненты концентрата СОЖ	Состав компонентов концентрата СОЖ, массовая доля, %						
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7
Олеиновая кислота	15,0	12,2	14,6	12,5	14,6	18,0	24,0
ДЭА жирных кислот растительного масла	0,0	0,0	13,5	15,0	13,0	0,0	0,0
Минеральное масло	75,0	71,5	16,0	18,5	18,1	16,0	36,0
Борные эфиры ДЭА	6,0	6,0	28,0	32,6	28,4	28,0	10,0
ПМС	2,0	7,8	16,0	5,0	14,6	6,0	6,0
Неонол	3,0	2,5	11,0	16,4	11,3	14,0	14,0
«Триасорб М»	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	менее 1%	менее 1%
ДЭА жирных кислот животного жира	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	18,0	10,0

1. Кокорин, В.Н. Применение смазочно-охлаждающих технологических жидкостей в производстве прокатки листового материала: учебное пособие / В. Н. Кокорин, Ю. А. Титов. – Ульяновск: УлГТУ, 2004. – 55 с.
2. Манг Т., Дрезель У. Смазки, материалы. Производство, применение, свойства: справочник / Т. Манг, У. Дрезель – СПб.: Профессия, 2010. – 944 с.
3. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием. Справочник / Под ред. С. Г. Энтелеса, Э. М. Берлинера. – 2-е изд. – М.: Машиностроение, 1995. – 352 с.
4. Тихомиров В. Д. Разработка биоразлагаемых смазочно-охлаждающих жидкостей / В. Д. Тихомиров, М. С. Красикова, В. В. Соловьев; // Семидесятая всероссийская научно-техническая конференция студентов, магистрантов и аспирантов высших учебных заведений с международным участием. Ярославль: Сб. материалов конф. В 3 ч. Ч. 1 [Электронный ресурс]. – Ярославль: Изд. дом ЯрГТУ, 2017. – 187с.

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ НАУЧНЫХ ИСЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАЩИТНЫХ ВОДОВЫТЕСНЯЮЩИХ СОСТАВОВ ДЛЯ ПРЕДПРИЯТИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Соловьев В. В., Соколов А. В. Ткаченко И.К. Вахромеева О. В. Головков А. Е.
Ярославский государственный технический университет, Ярославль Россия; solovyovvv@ystu.ru

В статье представлены данные по разработке дешевых и доступных защитных водовытесняющих составов для предприятий машиностроения, которые удовлетворяли бы технологическим, экологическим и иным требованиям по консервации металлических деталей и механизмов.

Введение

Машиностроение является одной из основных отраслей промышленности Ярославского региона, насчитывающей более 80 крупных и средних предприятий с численностью работающих около 50 тысяч человек. Причем объем отгружаемой промышленной продукции этих предприятий ежегодно увеличивается и оценивается более чем 95 млрд. рублей в год. При этом специализация отрасли отличается большим разнообразием. Особенно выделяется двигателестроение, к которому относятся крупнейшие предприятия как области, так и России — ОАО «НПО «Сатурн», ОАО «Автодизель», ОАО «Тутаевский моторный завод». Научно-техническое сотрудничество с этими предприятиями, проводимое в Ярославском государственном техническом университете направлено на частичное решение ряда проблем, связанных с инновационными технологиями в области разработки импортозамещающих защитных водовытесняющих составов (ЗВВС). Они являются обязательными элементами большинства технологических процессов механической обработки металлов (после процессов резания, сверления, хонингования и т.д.) [1]. Продукт также рекомендован для быстрой сушки и одновременной защиты металлических деталей и инструмента после гальванизации и мойки с целью временной и долгосрочной защиты чистых металлических поверхностей. В тоже время защитные водовытесняющие составы (ЗВВС) используют для межоперационной защиты и хранения металлоизделий на предприятиях машиностроения. Защитный водовытесняющий состав может быть использован в любой отрасли промышленности, сельского хозяйства, в ремонтных мастерских, а также по линии народного потребления: консервация и сохранение автомобилей; мотоциклов; бытовых приборов; спортивного оборудования и др.) [1]. При использовании составы должны образовывать на поверхностях металлических деталей тонкую, но прочную защитную пленку с высокими деэмульгирующими свойствами.

Такие составы, как правило, применяется для предотвращения коррозионных и механических повреждений под действием влаги, грязи, трения. Благодаря хорошей водовытесняющей, проникающей, смазывающей и защитной способности состав

также обеспечивает облегчение отвинчивания заржавевших и заклинивших деталей (болтов, гаек, кранов, клапанов, петель, замков, инструментов т.д.) [1].

Состав наносится кистью или окунанием детали в ванну с изолирующим раствором, а при невозможности ее размещения в помещении пользуются специальными распылителями (распылением). После нанесения деталь выдерживается 15-20 минут, для стекания излишнего изолирующего раствора, после чего её можно упаковывать в тару для транспортировки или использовать для установки в различные технологические механизмы, например в двигатели внутреннего сгорания.

Помимо этого защитные водовытесняющие составы должны отвечать гигиеническим, экологическим и другим требованиям, обладать комплексом антикоррозионных, моющих, антимикробных и других эксплуатационных свойств [1].

Важно подчеркнуть, что концентрат защитных водовытесняющих составов предлагаемый в настоящей работе полностью базируется на использовании отечественных материалов. Это позволяет разработчикам легко и быстро варьировать при необходимости композицию и технологию производства концентрата для изменения его функциональных свойств, замены отдельных сырьевых компонентов на более дешевые и доступные и т.п.

Научная новизна

Впервые установлена зависимость при изготовлении консервирующих растворов от защитной способности масляных пленок и коррозионных характеристик электролита. Также изучено строение и смазочные свойства сложных эфиров для холодной прокатки стальной полосы

Практическое применение

Эти масла необходимы прежде всего для периодической эксплуатации в случае использования машин при значительных перепадах температур, кратковременных пробегах, а также в условиях влажного морского и тропического климата.

Целью настоящей работы является разработка и коммерциализация способа получения, а также внедрение и последующая организация промышленного производства оптимальных защитных водовытесняющих составов, которые по своим свой-

ствам были бы не хуже их импортных аналогов, а по некоторым показателям их бы превосходили.

Экспериментальная часть. Сырье и материалы

Для приготовления ЗВВС и синтеза отдельных компонентов в работе были использованы ниже перечисленные химические вещества, часть из которых предварительно очищалась по стандартным методикам [4-6].

Гексагидро-1,3,5-триметил-1,3,5-триазин (CAS 108-74-7) (Триасорб М) с содержанием основного вещества не менее 90,0 % масс. Продукт перед использованием подогревался до температуры 120-130 °С, для удаления избыточного аммиака. Предназначен для применения в качестве биоцидной добавки для смазочно-охлаждающих жидкостей. Формула $C_6H_{15}N_3$.

Смесь полиоксиэтилированных эфиров моноэтаноламидов жирных кислот кокосового масла фракции C_7-C_{17} (CAS 26635-75-6) (Синтаמיד 5К) с содержанием основного вещества не менее 90,0 % масс. Предназначена для применения в различных отраслях хозяйственной деятельности в качестве поверхностно-активного вещества и компонента моющих смесей.

Диэтаноамин (CAS 111-42-2) с содержанием основного вещества не менее 95,0 % масс. Продукт перед использованием перегонялся под вакуумом. Применяется в технике в качестве эмульгатора и поверхностно-активного вещества.

Борная кислота техническая (CAS 1004335-3) с содержанием основного вещества не менее 96,5 % масс. Использовалась без дополнительной очистки. Формула H_3BO_3 .

Ди-(алкилполиэтиленгликолевый) эфир фосфорной кислоты («Оксифос») с содержанием основного вещества не менее 95,0 % масс. Использовался после предварительного нагрева до температуры 120-130 °С. В промышленности применяется в качестве наполнителя смачивающего, обезжиривающего и моющего средства с антистатическим эффектом, а также в качестве антиадгезионной добавки. Кроме того, используется в качестве смазочного вещества, а также ингибитора асфальтосмолистых и парафиновых отложений при транспортировке нефти по трубопроводам.

Этоксилат натуральных высших жирных спиртов фракций $C_{12}-C_{14}$ (2 моля окиси этилена) (CAS 68439-50-9) (Синтанол АЛМ-2) с содержанием основного вещества не менее 93,0 % масс. Продукт перед использованием перегонялся под вакуумом. В промышленности применяется в качестве маслорастворимого эмульгатора.

Диэтаноамид жирных кислот (кокосового) подсолнечного масла – аналог диэтаноамида жирных кислот кокосового масла (CAS 68603-42-9) (Норамид Б) с содержанием основного вещества не менее 95,0 % масс. Был получен в ходе настоящей работы и использовался без дополнительной очистки. Является неионогенным поверхностно-

активным веществом для производства шампуней и моющих средств.

Бутилдигликоль (CAS 112-34-5) с содержанием основного вещества не менее 93,5 % масс. Использовался без дополнительной очистки. Медленноиспаряющийся гидрофильный гликолевый эфир. Формула $C_8H_{18}O_3$. Применяется в качестве растворителя (бытовая химия, смолы, минеральные масла) и очистителя (от ржавчины и коррозии, поверхностей), а также как компонент дезинфицирующих средств.

Олеиновая кислота (CAS 112-80-1) с содержанием основного вещества не менее 95,5 % масс. Продукт перед использованием перегонялся под вакуумом. Олеиновая кислота и её эфиры применяются для получения лакокрасочных материалов. Сама кислота применяется в качестве эмульгаторов, в частности, в составе смазочно-охлаждающих жидкостей при обработке металлов резанием — хонингованием, протягиванием, развертыванием и пр. В производстве замасливающих средств (для химических волокон). Входит в состав косметических средств.

Неонол Аф 9-12 (CAS 9016-45-9) с содержанием основного вещества не менее 92,8 % масс. Использовался без дополнительной очистки. Является высокоэффективным неионогенным поверхностно-активным веществом. Применяется в составе смазочно-охлаждающих, гидравлических и других технологических жидкостей, в черной металлургии, в качестве активной основы для моющих средств технического назначения.

Химическая часть

На начальном этапе исследования было установлено, что для производства качественных защитных водовытесняющих составов с определенным набором параметров необходим тщательный контроль за дозировкой и качеством смешения компонентов. Поэтому основной особенностью при разработке технологии получения защитных водовытесняющих составов являлся тот факт, что этот процесс требует не столько дорогого и сложного оборудования, сколько высокого качества компонентов. Все дальнейшие эксперименты показали, что именно от исходного сырья и зависит качество получаемого продукта.

В связи с тем, что данная работа является первой в этом направлении исследований, проводимых на кафедре ХТОВ, то в качестве базовых растворителей было предложено использовать традиционные химические продукты, которые повсеместно применяются на предприятиях машиностроения для консервации промежуточных и конечных комплектующих моторов или двигателей, а именно – керосиновые и соляровые дистилляты первичной перегонки нефти и вакуумный газойль [3].

Предлагаемая технология в настоящей работе представлена лишь в качестве примеров наилучшего варианта, который был получен авторами исследования для создания базовой рецептуры и

технологии создания защитных водовытесняющих составов на основе следующих органических растворителей (керосин, дизельное топливо, вакуумный газойль). Но даже при удачном выборе состава ЗВВС ее эффективность во многом зависит от правильного приготовления композиций с использованием биоцидов, поверхностно-активных веществ, эмульгаторов, диспергаторов, растворителей, способа их отчистки и смешения, а также дальнейшего качественного контроля.

Предлагаемая технология иллюстрируется представленными ниже рецептурными примерами и (и примерами предполагаемого технологического оформления опытно-промышленного – камерального производства), которые никоим образом не ограничивают дальнейшей разработки новых рецептур (или новой технологии – более дешевой и простой по технологическому оформлению, которая может быть привязана к действующему оборудованию например производства СОЖ или может быть выполнена в эксклюзивном авторском варианте и реализована заинтересованными промышленно-производственными предприятиями на имеющемся или вновь закупленном спроектированном оборудовании).

Но даже при удачном выборе состава рецептуры ЗВВС ее эффективность во многом зависит от

правильного приготовления композиций, использования биоцидов, поверхностно-активных веществ, эмульгаторов, диспергаторов, растворителей, способа их отчистки и смешения, а также дальнейшего качественного контроля.

Получение защитных водовытесняющих составов на основе минерального масла

Первоначально в данной работе были синтезированы защитные водовытесняющие составы ЗВВС - 1, ЗВВС - 2, ЗВВС - 3, ЗВВС - 4, в которых в качестве основы использовалось минеральное масло. Их состав приведен в таблицах 2-4. Основные компоненты и методики приготовления ЗВВС являлись стандартными [3]. Основные компоненты ЗВВС предварительно очищались от механических примесей, воды и подвергались фитрации. Мыла, метиловые, этиловые, моноэтаноламиноавые эфиры талового масла (МЭТМ) в заданном соотношении загружались в стеклянный реактор при температуре 25 °С, нагревались до температуры 60-70 °С и перемешивались в течении 0,5 часов. В полученную смесь вводили индустриальные масла с присадкой и перемешивали еще в течение 30 минут.

Реакционную массу анализировали на внешний вид, стабильность при низких температурах и хранении.

Таблица 1. Состав защитного водовытесняющего состава ЗВВС-1

Всего	Асидол масляный			Минеральное масло (в т. ч., из асидола)	Спирт изопропиловый	Вода	Едкий натр
	в том числе						
	нафтеновых кислот	связанных (мыла)	свободных				
24-28%	10-12%	7,5-7,8%	2,5-4,2%	76-78%	1,5-2,5%	6,5-7,5%	По расчету

Таблица 2. Состав защитного водовытесняющего состава ЗВВС-2

Олеиновая кислота	Канифоль	Минеральное масло	Спирт изопропиловый	Вода	Едкий натр
6-10%	7-10%	75-80%	3-4%	3-7%	По расчету

Таблица 3. Состав защитного водовытесняющего состава ЗВВС-3 на асидоле спиртовом

Асидол масляный	Раствор каустической соды	Спирт изопропиловый	Вода	Минеральное масло
20%	4% (до нейтрализации кислот на 70%)	2,5%	До 4%	Остальное

Таблица 4. Защитный водовытесняющий состав ЗВВС-4 на асидоле бесспиртовом

Асидол масляный		Раствор каустической соды	Вода	Минеральное масло (в т. ч., из асидола)
всего	в т. ч., свободные и связанные кислоты			
14-16%	6-9%	2,3-2,8% (из расчета нейтрализации на 95%)	2-4%	Остальное количество

1. Манг Т. Дрезель У. Смазки. Производство, применение, свойства. // Справочник: пер. 2-го англ.изд. под ред. В.М Школьников. СПб.: ЦОП «Профессия», 2010.].
2. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием. Справочник / под общ.ред. С. Г. Энтелеса, Э. М. Берлинера. – 2-е изд. – М.: Машиностроение, 1995.].
3. Стекольников М.Н. Углеводородные растворители. Свойства, производство, применение. // Справочное издание. М.: Изд. «Химия», 1986.

4. Препаративная органическая химия. // Перевод 2-го пол. изд. под ред. Н.С Вульфсона. М.: Изд. «Химия», 1964.
5. Вейланд-Хильгетаг Методы эксперимента в органической химии. // Перевод 3-го нем. изд. под ред. Н.Н. Суворова. М.: Изд. «Химия», 1969
6. Брауер Г. Руководство по препаративной неорганической химии. // Перевод с нем. изд. Б.М. Беркенгейма. М.: Изд. Иностранной литературы, 1956.

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ ГОРНОТРАНСПОРТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ МЕТОДОМ ПЛАНИРУЕМОГО ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА

И.Н. Статников, Г.И. Фирсов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; firsovgi@mail.ru

На примере выбора параметров двухцепного изгибающегося скребкового конвейера и горизонтального ленточного конвейера, широко используемых в горной и угольной промышленности, рассматривается методика применения многоуровневого планируемого эксперимента для решения задач многокритериального анализа механических систем.

В данной работе демонстрируется возможное использование ПЛП-поиска [1, 2, 3] для решения многокритериальной и многопараметрической задачи проектирования сложного технического устройства на примерах тягового расчета двухцепного скребкового конвейера и выбора минимального числа роликкоопор для конвейеров заданной длины

В работе [4] показано, как важен при тяговом расчете учет дополнительных сопротивлений, возникающих на криволинейном участке конвейера, по сравнению с расчетами конвейера как прямого, что следует из следующих результатов: необходимая мощность двигателя при расчете конвейера как прямого составит 42,5 кВт, в то время как для конвейера с начальным криволинейным участком длиной 166,5 м мощность составит 58 кВт, а при начальном прямолинейном участке длиной 166,5 м мощность достигает значения 70,4 кВт. При этом максимальное натяжение цепи составит 28,7, 39,8 и 59,6 кН соответственно. Иначе говоря, неучет дополнительных сопротивлений на изогнутом участке конвейера может привести к преуменьшению максимального натяжения в цепном контуре более чем на 107.7% $((59.6 - 28.7) / 28.7) \approx 1.077$, а также к преуменьшению потребной мощности двигателя более, чем на 65% $((70.4 / 42.5) - 1) \approx 0.66$. Однако реальные условия залегания подземных пластов, содержащих полезные ископаемые, требуют использования конвейеров сложной конфигурации. Естественно, возникает задача рационального подбора такого сочетания (сочетаний) параметров, когда определяемые значения характеристик (критериев) работы конвейера наименьшим образом отклонялись бы от вышеприведенных значений в сопоставимой метрике.

В данном исследовании ставится следующая задача: найти такую область варьируемых параметров α_j ($j = \overline{1, J}$, где J – число варьируемых параметров), которая содержала бы наибольшее (концентрированное) количество (множество) вариантов конвейера $G_k(\vec{\alpha})$, соответствующих минимуму потребной мощности электродвигателя, минимуму максимального натяжения в цепи и минимуму отношения максимального натяжения цепи к минимальному. Выполнение всех указанных условий обеспечивает возможность создания наиболее экономичных и долговечных вариантов рассматриваемого

устройства. Приведем описание процедуры тягового расчета, опираясь на упрощенную кинематическую схему конвейера ([4], рис. 6.8), и формализованную постановку решения задачи. Задан вектор варьируемых параметров $\vec{\alpha} = (\alpha_1, \dots, \alpha_6)$, физический смысл и размерности составляющих которого следующие: α_1 – угол наклона конвейера к горизонту, рад; α_2 – шаг изгиба конвейера, м; α_3 – длина кривой изгиба, м; α_4 – длина прямолинейного участка, м; α_5 – натяжение цепи в точке сбегания для ведущей звездочки с левой стороны (по ходу цепи) конвейера j_1 , Н; α_6 – отношение натяжений цепи в точках сбегания ведущих звездочек с левой и правой стороны конвейера соответственно j_1 и j_2 , и исходная область его допустимых значений (варьирования) $G_0(\vec{\alpha})$: $0.170 \leq \alpha_1 \leq 0.262$; $1.6 \leq \alpha_2 \leq 1.8$; $12.5 \leq \alpha_3 \leq 14.5$; $0 \leq \alpha_4 \leq 167$; $2800 \leq \alpha_5 \leq 3200$; $0.95 \leq \alpha_6 \leq 1.05$. Задано лишь одно геометрическое ограничение (функциональное): общая длина конвейера (расстояние между осями тяговых и ведомых звездочек) ≤ 180 м. Сформулированы три критерия качества: $\Phi_1(\vec{\alpha})$ – мощность двигателя (кВт), определяемая по формуле (6.31) из работы [4] (во всех расчетах скорость движения тягового органа принята $v = 0.6$ м/с, как в [4]), $\Phi_2(\vec{\alpha}) = F_{max}$ – максимальное натяжение в цепных контурах данного варианта (Н) и $\Phi_3(\vec{\alpha}) = (F_{max} / F_{min})$ – равнопрочность цепного контура в данном варианте. В совокупности все описанное и определило математическую модель (ММ) тягового расчета. В последующих расчетах для сравнения эффективности найденных ПЛП-поиском различных под областей использовалась идея об “идеальной” ММ [2] и связанная с ней нормировка реальных критериев качества $\lambda_k = \frac{\Phi_k^{**} - \Phi_k^*}{\Phi_k^{**} - \Phi_k^*}$ при $\Phi_k \rightarrow \min$. В этой

формуле Φ_k^{**} и Φ_k^* – соответственно верхнее и нижнее допустимые значения k – го критерия, определяемые либо из физических соображений, либо из литературных источников, либо из данных вычислительного эксперимента. В настоящей работе в соответствии с результатами [4] и данным предварительного вычислительного эксперимента на ММ были приняты такие значения для Φ_k^{**} и Φ_k^* : $\Phi_k^{**} = (100; 100; 20)$ и $\Phi_k^* = (10; 10; 5)$. В дальнейшем во

всех вычислительных экспериментах эти величины не пришлось уточнять. Очевидно, что $0 \leq \lambda_k \leq 1$ и “идеальность” ММ $G_{01}(\bar{\alpha})$ предполагает, что одновременно все $\lambda_k = 1$ (т.е., для “идеальной” модели $\sum \lambda_k = k$, что, безусловно, нереально). Но такая идея указывает направление поиска рациональных значений параметров в связи с сформулированными требованиями и отыскания, при необходимости, компромисса при выборе окончательного проектного решения.

По данным экспериментов были выделены три подобласти концентрации наилучших решений $G_{01}(\bar{\alpha})$, $G_{02}(\bar{\alpha})$ и $G_{03}(\bar{\alpha})$ соответственно:

$$G_1 \in \{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5); \alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2800; 3200); \alpha_6 \in (0, 9; 1, 1)\};$$

$$G_2 \in \{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5); \alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2850; 3000); \alpha_6 \in (0, 9; 1, 1)\};$$

$$G_3 \in \{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5); \alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2950; 3200); \alpha_6 \in (0, 97; 1, 1)\}.$$

Конечно, все три выделенные подобласти входят в исходную область поиска решений $G_0(\bar{\alpha})$. В каждой из указанных подобластей было проведено по $NO = 32$ экспериментов (небольшая статистика) и рассмотрены несколько наилучших решений по каждому критерию. Из каждой подобласти выбраны по два лучших варианта. Сравнивая их по сформулированным критериям с вышеприведенными величинами из работы [4], получено, что и с учетом изгиба конвейера можно отыскать варианты, когда максимальное натяжение в цепи превышает аналогичную величину при расчете конвейера как прямого всего на 16.05% и на 16.07%. В то же время в обоих этих вариантах максимальная потребная мощность электродвигателя больше аналогичной величины из работы [4] только на 15.75%. Сравнивая варианты по первому критерию получаем, что максимальное превышение мощности по сравнению с аналогичной величиной из работы [4] составляет всего 15.73%. При этом для рассматриваемых вариантов превышение максимального натяжения в цепном контуре практически такое же, как и для других вариантов. Что касается результатов по третьему критерию, не сформулированному в [4], то здесь чуть-чуть подрастают максимально возможные превышения потребной мощности электродвигателя (21.65%) и максимального натяжения в цепном контуре (22.66%). Разумеется, и в этом случае приведенные результаты не идут в никакое сравнение с приведенными выше результатами из работы [4] (в пользу первых).

Таким образом, можно сделать следующие выводы: расчет конвейера как прямого дает наилучшие результаты по критериям Φ_1 и Φ_2 , а полученные варианты дают наилучшее приближение к ним и это – следствие наличия ограничения на расположение и

длину конвейера; каждая из подобластей $G_{01}(\bar{\alpha})$, $G_{02}(\bar{\alpha})$ и $G_{03}(\bar{\alpha})$ позволяет получать неограниченное множество вариантов по каждому критерию, что представляет богатый выбор вариантов при проектировании конвейера; если же для проектировщика первоначально все критерии равнозначны, то можно выбрать единственный вариант по максимуму $\sum \lambda_k$; при этом наилучший вариант будет находиться в подобласти, образованной комбинацией пересечений или объединений, или того и другого, подобластей $G_{01}(\bar{\alpha})$, $G_{02}(\bar{\alpha})$ и $G_{03}(\bar{\alpha})$.

Вторая рассматриваемая задача связана оптимизацией тросовых лент горизонтальных ленточных конвейеров (ГЛК), описанных в [5,6,7], а именно с выбором минимального числа роликкоопор для конвейеров заданной длины L . Проблема заключается в том, что на выбор этого оказывает влияние большое множество параметров и тогда для проектировщика представляет интерес поиск не только конкретного минимального числа опор, но и областей параметров, позволяющих находить такие числа с учётом требований (критериев), больших одного.

Как в [5,6], при анализе ММ работы тросовых лент принимаем допущение, что лента изгибается по цилиндрической поверхности симметрично относительно линий $y = 0$ и $x = l_{рв}/2$, где $l_{рв}$ – расстояние между двумя роликкоопорами рабочей (верхней) ветви ГЛК, мм; тогда суммарный прогиб в пролёте между двумя роликкоопорами $w(x, y)$ равен $w = \sum_n f_n \sin(n\pi x/l_{рв})$, где: n номер гармонической составляющей прогиба ($n = 1, 3, 5, \dots$); $l_{рн}$ – расстояние между двумя роликкоопорами на холостой (нижней) ветви ГЛК, мм; рекомендуется [5,6,7] на нижней ветви брать $l_{рн} \approx 2 l_{рв}$; x – текущее расстояние между опорами, мм; формула амплитуды n -ой гармоники:

$$f_n = 4l_{рв}^2 q_{гр.} + q_n / (n\pi)^3 [D(n\pi/l_{рв})^2 + F/B + v^2(q_{гр.} + q_n)/g];$$

$n = 1, 3, 5, \dots$; v – скорость движения ленты, м/с; B – ширина выбранной ленты, мм; F – минимальное натяжение на рабочем участке конвейера, Н; $q_{гр.}$ и q_n – соответственно поверхностные нагрузки от веса груза и ленты (Н/мм²); $D = E\delta^3/12(1-v^2)$ – цилиндрическая жёсткость ленты (Н*мм); E – модуль упругости ленты (Н/мм²); v – коэффициент Пуассона (безразмерная величина); g – ускорение свободного падения (9.81 м/с²); δ – толщина ленты, мм.

Для решения поставленной задачи используем рекомендованное в [5,6] неравенство следующего вида:

$$f(x, y)/l_{рв} \leq (0.02 \div 0.03), \quad (1)$$

где: $f(x, y) = \sum_{n=1,3,5,\dots} f_n$ – суммарный прогиб от всех нагрузок на рабочей ветви ГЛК, мм. Очевидно, что выполнение неравенства (1) напрямую связано со значениями геометрических параметров конвейерной части ГЛК, которые, в свою очередь, определяются требованиями, предъявляемыми заказчиками (производительность, масса перемещаемого груза, масса самого конвейера, габариты, стоимость и т.д.). Тогда для максимального удовлетворения предъявляемых требований, при условии выполнения неравенства (1), сформулируем несколько критериев, значения которых зависят от значений параметров. Предварительно введём обозначения для варьируемых параметров: $\alpha_1 = v$, м/с; $\alpha_2 = B$, мм; $\alpha_3 = m_{гр}$, кг; $\alpha_4 = b_p$, мм; $\alpha_5 = b_x$, мм; $\alpha_6 = l_{рв}$, мм; $\alpha_7 = l_{рн}$, мм; $\alpha_8 = m_l$, кг/м²; $\alpha_9 = \delta$, мм; $\alpha_{10} = (170 \dots 710)$, Н/мм. В качестве критерия выбора вектора варьируемых параметров \bar{a} назовём таковой: $\Phi_1(\bar{a}) = \min(N_p + N_x)$ при соблюдении (1). Введём в неравенстве (1) обозначения левой и правой границ $a_+ = 0.02$ и $a_{++} = 0.03$ и новую величину $a = 0,5(a_+ + a_-)$. Тогда, можно проанализировать вероятностное влияние варьируемых параметров на минимум такой величины (критерий) $\Phi_2(\bar{a}) = \min(|(f/l_{рв}) - a|)$; в «идеале», если минимизируемая разность окажется равной нулю, то $f/l_{рв} = a$, т.е. гарантировано выполнение неравенства (3) с требуемой $P_{зад}$. При этом, N_p и N_x количества опор на рабочей (р) и холостой (х) ветвях ГЛК, рассчитываемые по формулам $N_p = [(L - 2b_p)/l_{рв}]$ и $N_x = [(L - 2b_x)/l_{рн}]$, где b_p – расстояния роликкоопор на рабочей ветви от центров барабанов, мм; b_x – расстояния роликкоопор на холостой ветви от центров барабанов, мм.

Согласно [7,8] область поиска $G_0(\bar{a})$ составила: $\alpha_1 \in (0,5; 3,5)$, м/с; $\alpha_2 \in (350; 1250)$, мм; $\alpha_3 \in (50; 150)$ кг; $\alpha_4 \in 0,5D_{пр.б} = (1,2; 1,5)$; м; $\alpha_5 \in 0,5D_{н.б} = (1,25; 1,55)$, м; $\alpha_6 \in 1,4; 1,6$, м; $\alpha_7 \in 2,8; 3,10$, м; $\alpha_8 \in 25 \dots 70$, кг/м², а максимальный прогиб $Y = \max(f)$ для рабочей ветви рассчитывался по формуле, приведенной в [9]. Эксперименты с использованием ПЛП-поиска проводились при одинаковом числе вычислительных экспериментов $N_0 = 320$ и числе варьируемых параметров $J=9$. При этом число тождественных строк в матрице планируемых экспериментов $N_3 = 4$, что вполне допустимо [1]. Были выбраны достаточно жёсткое значение $Y = 0.0007$ и длина конвейера $L = 20000$ мм. Полученные значения критерия Фишера показывают, что с ростом значений F_0 число вариантов удовлетворяющих одновременно неравенству (1), растёт. Показано, что в исходной области поиска $G_0(\bar{a})$

увеличение натяжения F_0 не меняет соотношения между минимальным Φ_1^+ и максимальным Φ_1^{++} количеством опор; при этом критерий Φ_2^+ принимает наилучшие значения с ростом F_0 , что максимизирует вероятность нахождения большего числа вариантов, удовлетворяющих неравенству (1). Также получен вывод о влиятельности параметра α_3 (масса перемещаемого груза) на все критерии. На основании полученных результатов в при $N_0 = 320$; $M = [10 \dots 10]$ и $F_0 = 3500$ Н была выделена область $G_{01}(\bar{a})$ поиска компромиссных решений по двум рассматриваемым критериям, где M количество сечений (уровней), на которые разбивается каждый варьируемый параметр: $\alpha_1 \in 0,5; 3,5$, м/с; $\alpha_2 \in 350 \dots 900$, мм; $\alpha_3 \in 50; 100$, кг; $\alpha_4 \in 0,5D_{пр.б} \cdot 1,2 \dots 1,5$, м; $\alpha_5 \in 0,5D_{н.б} \cdot 1,25 \dots 1,55$, м; $\alpha_6 \in 1,46 \dots 1,60$, м; $\alpha_7 \in 2,8 \dots 2,95$, м; $\alpha_8 \in 25 \dots 45$, кг/м²; $\alpha_9 \in 20 \dots 27$, мм.

Применив в этой области ПЛП-поиск при тех же условиях, что и в области $G_0(\bar{a})$, и учитывая только результаты при $P_{зад} \geq 0,95$, получили, что в области $G_{01}(\bar{a})$ усилилось влияние большего числа варьируемых параметров по сравнению с $G_0(\bar{a})$. Определены 232 варианта, у которых значения Φ_1^+ и Φ_1^{++} лучше, чем в области $G_0(\bar{a})$, при этом значения Φ_1^+ меняются от 5 до 38, а значения Φ_1^{++} от 5 до 41.

1. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Проблемы развития интеллектуальных методов решения задач проектирования машин и механизмов на основе планируемого вычислительного эксперимента // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении. М.: ИМАШ РАН, 2012. С. 418-423.
2. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Технология интеллектуализации в исследовании многомерных и многокритериальных задач проектирования машин и механизмов машин // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении. М.: Издательский дом «Спектр», 2014. С. 325-327.
3. Statnikov I.N., Firsov G.I. Using sobol sequences for planning experiments // Journal of Physics: Conference Series. 937. 2017. 012050.. P. 1-3.
4. Давыдов Б.Л., Скородумов Б.А. Статика и динамика машин. М.: Машиностроение, 1967. 431 с.
5. Черненко В.Д. Расчёт средств непрерывного транспорта. Спб.: Политехника, 2008. 386 с.
6. Обуховский А.Ф. Расчёт желобчатых конвейерных лент // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2011. № 1. С. 52-54.
7. Спиваковский А.О., Дьячков В.К. Транспортирующие машины. М.: Машиностроение, 1983. 487 с.
8. Александров М.П. Подъёмно-транспортные машины. М.: Высш. школа, 1979. 558 с.
9. Андреевков Е.В., Егоров В.В., Логинов В.В. Транспортирующие машины лёгкой промышленности. М.: КолосС, 2005. 174 с.

ОСОБЕННОСТИ ВОЗБУЖДЕНИЯ УДАРНЫХ ВИБРОАКУСТИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ В ПРОВОДНИКАХ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИМПУЛЬСОВ ТОКА

В.И. Стащенко¹, О.Б. Скворцов^{1,2}, О.А. Троицкий¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; vis20-11@rambler.ru

² Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия

Проведен анализ возможного представления эквивалентными схемами процессов в проводниковых элементах при воздействии импульсных токов. Действие таких токов сопровождается механическими процессами, сходными с откликом материала на механические удары.

При реализации обрабатывающего и электро-механического оборудования через электропроводящие материалы и элементы часто пропускают импульсные токи большой амплитуды. Действие таких импульсов сопровождается существенным изменением механических свойств материалов и генерацией колебаний похожих на механические удары [1]. Существует ряд распространенных программных пакетов (ПП) для моделирования электрических элементов в динамических режимах. Такие ПП используют для исследования электрических цепей и проектирования электронного и электрического оборудования различного назначения. Такие ПП можно использовать при анализе процессов в металлических элементах и проводниках при воздействии больших импульсных токов. В основу методов моделирования положен принцип представления элементов эквивалентными схемами. Так функционируют системы моделирования с применением моделей PSpice [2-5]. Эквивалентные схемы позволяют при заданной структуре электрической цепи, для номиналов используемых элементов, провести анализ поведения во временной и/или частотной областях. Такое моделирование выполняется с минимальными затратами времени даже для цепей, сложность которых практически исключает возможность аналитического описания. Достоверность используемой модели ограничивается выбором конфигурации схемы и набора элементов, которые отражают физические процессы в реальном устройстве. Еще более подробный анализ возможен при использовании систем конечно-элементного моделирования физических процессов в элементах оборудования. Такой анализ реализован, например, в системах Maxwell, ANSYS или COMSOL Multiphysics. В этом случае достоверность результатов моделирования для реального объекта связана с описанием физических процессов учитываемых в моделях. При отсутствии однозначного понимания происходящих в моделируемом объекте процессов, разработанные конечно-элементные модели могут быть использованы для анализа возможного вклада известных по гипотезам процессов. Исследование явлений или поиск новых гипотез, более полно характеризующих реальные явления, не всегда возможно. Модели с применением PSpice обеспечивают удовлетворительную точность анализа самых разных

электрических цепей, что позволяет легко учесть влияние различных паразитных элементов, которые имеются в реальных объектах. Такое моделирование стало фактическим стандартом для анализа различных электронных и электрических цепей.

Изучение физических процессов теплового и механического характера, происходящих в проводниках при прохождении через них импульсного электрического тока проводятся в течении более чем полутора веков [6-12]. В этих работах предложены различные гипотезы, описывающие происходящие физические процессы, но общепризнанного описания происходящих в проводниках физических явлений пока не получено. Это относится как к качественному, так и к количественному описанию происходящих в проводнике электрических и механических процессов при прохождении мощных электрических импульсов. Для решения практических вопросов необходимо установить связи между электрическими, тепловыми и механическими процессами, происходящими в реальных электропроводящих элементах. На рис. 1 представлены временные зависимости изменений магнитной индукции вблизи одиночного проводника при воздействии на него прямоугольного электрического импульса. Измерения были проведены с использованием датчиков Холла для простого круглого одиночного проводника.

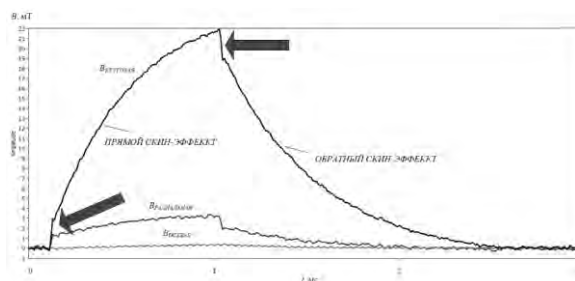


Рис. 1. Зависимость магнитной индукции вблизи от проводника, измеренная трехкомпонентным датчиком Холла. Стрелками показаны скачкообразные изменения магнитной индукции в моменты начала и переднего и заднего фронтов приложенного напряжения

При моделировании происходящих переходных процессов необходимо учитывать индуктивности проводника и шин для подведения тока, паразитные емкостные связи между проводниками, их взаимные

индуктивные связи, и связи между их отдельными частями, а также такие явления как скин- и пинч-эффекты.

Электрические процессы, как в одиночном проводнике, так и в катушке индуктивности при приложении к ним внешнего напряжения можно выполнить в системе PCspice. Для этого выполняют замещение реального объекта на его эквивалентную схему из элементарных моделей таких элементов как индуктивности, конденсаторы и активные сопротивления. Результат моделирования простой эквивалентной схемы проводящего элемента, содержащего такие элементы, отражают их влияние на динамику токов и напряжений в цепях. Эквивалентная схема учитывает собственную индуктивность, паразитные емкости, активное сопротивление проводника и вполне удовлетворительно количественно и качественно описывает, например, влияние скин-эффекта (поверхностного эффекта).

Правильность такого представления проводникового элемента эквивалентной схемой подтверждается сравнением результатов моделирования для заданных параметров элементов эквивалентной схемы и измерений для реального проводника. Численные значения параметров элементов эквивалентной схемы могут быть получены расчетными методами или определены по результатам их прямых измерений для проводника. Измерение реальных зависимостей токов и напряжений может быть выполнено с применением измерительных приборов, например, с использованием модуля сбора данных и компьютера. Преимущество моделирования на основе использования эквивалентной схемы состоит в возможности получения оценок напряжений и токов для всей схемы, не исключая и внутренние элементы, физические измерения для которых затруднительно или невозможно. Это позволяет оценить их влияние и вклад в процессы, связанных с каждым из элементов эквивалентной схемы. При выполнении физических измерений применение модуля сбора данных позволяет синхронно выполнить измерение и запись данных о электрических, тепловых и механических процессах. Как тепловые, так и механические процессы являются следствием электрических процессов в проводнике. Нагрев проводника за счет выделения тепла при прохождении тока существенно влияет на сопротивление проводника, что изменяет происходящие в нем электрические процессы. Механическое действие тока может вызывать пластическую деформацию проводника [8] или вызывать его разрушение [11].

Короткие одиночные импульсы тока при относительно наибольших приложенных к проводнику напряжениях не оказывают существенного теплового действия тока. При таких условиях можно пренебречь и возможными пластическими деформациями, что позволяет упростить анализ происходящих процессов. В этом случае механические перемещения ограничиваются упругими деформациями, а температурные воздействия незначительны. Обратное

влияние изменения температуры и деформаций на электрические свойства материала образца ограничено. Коэффициент преобразования электрической энергии, приложенной к образцу, в энергию магнитного поля и тепловую энергию измеряется в процентах, а перехода энергии электрической энергии в энергию механических деформаций (вибрацию образца) существенно меньше долей процента [13].

Для более детального учета происходящих на поверхности образца процессов эквивалентные схемы проводника могут быть детализированы за счет включения дополнительных элементов. Постепенное распространение тока внутрь проводника от поверхности из-за скин-эффекта может быть представлено дополнительными LCR ячейками [14, 15]. Несмотря на это, приведенные на рис. 1 результаты измерения трех пространственных компонент магнитной индукции вблизи прямого одиночного проводника при приложении к нему электрического импульса не могут быть получены при рассмотренных конфигурациях эквивалентных схем. Магнитная индукция и вызывающие ее токи, характеризуются наличием в моменты начала переднего (и заднего) фронтов приложенного напряжения быстрыми увеличениями (уменьшениями) величины. Величины таких скачкообразных изменений близки для переднего и заднего фронтов импульсов.

Особенности изменения магнитного поля представляют интерес, поскольку наиболее значимое механическое действие электрического тока проявляется в начальные моменты переднего и заднего фронтов импульсного тока. При этом, в момент начала переднего фронта абсолютная величина тока сравнительно мала и представляет интерес анализ динамических процессов перераспределения тока в металлическом цилиндрическом проводнике во время такого переходного процесса. Процессы при этом связаны с проявлением поверхностного эффекта.

Поверхностные явления, связанные с воздействием высокоэнергетических внешних электромагнитных процессов (импульсы электрического тока, СВЧ излучение, интенсивное лазерное освещение) оказывают существенное влияние на механические свойства поверхностного слоя материала проводника [16].

В начальный момент времени ток распространяется только в поверхностном слое проводника. Сопротивление такого слоя сравнительно велико. В начальный момент импульса внешнего напряжения ток через этот проводник незначителен. Для короткого по длительности импульса неравномерность распределения плотности тока, связанная с действием пинч-эффекта не может быть большим.

Для объяснения значительных механических эффектов в поверхностном слое в [17] предлагается рассматривать эффекты поляризации поверхности проводника, к которому приложено напряжение. При такой поляризации, как предлагается в [18] на поверхности образуется конденсатор с диэлектриком из водяной пленки, в которой создается сильное элек-

трическое поля, вызывающее влияние на механические свойства поверхностных слоев проводника. Оценки для такого эффекта показывают, что типичного проводника диаметром 4 мм и длиной 150 мм характерное время переходных процессов должно составить порядка 10 минут. Образующийся на поверхности конденсатор должен иметь емкость в сотни микрофард. Экспериментальные данные не показывают этого. Характерные времена механического отклика на приложение напряжения составляют около 10 микросекунд, а емкость проводника соответствует расчетным значениям для прямого одиночного проводника (доли пикофарды).

Для учета особенностей происходящих процессов с учетом влияния скин-эффекта эквивалентная схема может быть выполнена с использованием эквивалентных генераторов напряжения электромагнитной индукции.

Получить качественное совпадение с экспериментальными результатами можно при использовании эквивалентной схемы, показанной на рис. 2.

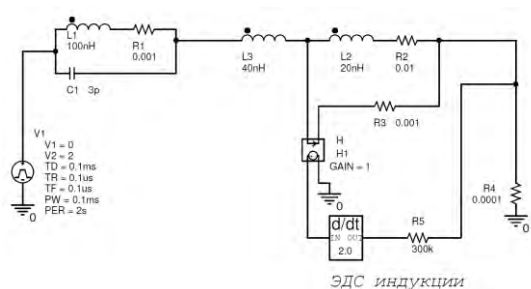


Рис. 2. Эквивалентная схема с моделированием ЭДС индукции

Результаты моделирования для такой эквивалентной схемы представлены на рис. 3. Такие результаты соответствуют экспериментальным результатам, представленным для исследуемого образца, показанным на рис. 1.

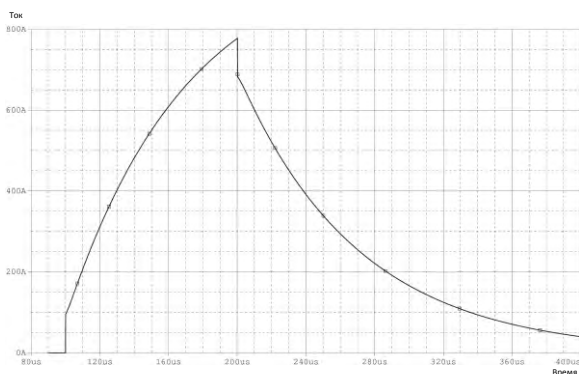


Рис. 3. Зависимость тока от времени при учете ЭДС самоиндукции.

Введение в эквивалентные схемы дополнительных дифференцирующих элементов позволяет получить более точное соответствие экспериментальным данным при исследовании особенностей переходных процессов при действии больших импульсных токов на проводники, что необходимо для

описания их поведения в моменты наиболее значительного преобразования энергии внешнего электромагнитного воздействия в энергию механических ударных колебаний.

1. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Савенко В.С., Скворцов О.Б., Самуйлов С.Д., Правоторова Е.А., Терещук В.С. Воздействия импульсами тока и СВЧ-излучением на конструкционные материалы. Электродинамические и электрохимические эффекты в проводниках // М.: Изд-во «Ким Л.А.», 2019. 278 с.
2. Mayergoyz I., Lawson W. Basic Electric Circuit Theory // 1st Edition. Elsevier. 2012. 449 p.
3. Alexander C.K., Sadiku M.N.O. Fundamental of electric circuits // Fifth edition. McGraw-Hill. 2013. 996 p.
4. Iqbal S., Sher H.A. PSpice in Undergraduate and Graduate Electrical Engineering Courses // 2007. 6 p.
5. Tuinenga P.W. Spice. A guide to circuit simulation and analysis using PSpice // Prentice hall. 1992. 217 p.
6. Wertheim G. Untersuchungen über die elasticität // Ann. Phys. und Chem. Bd. 11/11. 1848. P. 1–114.
7. Nasilovski J. Exploding wires // Ed. W.G. Chase and H.K. Moore, New York: Plenum. 1964. V.3. P. 295.
8. Батаронов И.Л. Механизмы электропластичности // Соросовский образовательный журнал. 1999. № 10. С. 93–99.
9. Сидоренков В.В. Развитие физических представлений о процессе электрической проводимости в металле // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. «Естественные науки». 2005. № 2. С. 35–45.
10. Баранов М.И. Трансформация электронных полуоволн в электрической цепи с разнородными металлическими проводниками и импульсным током большой плотности // Вісник НТУ «ХП». Серія: Техніка та електрофізика високих напруг. – Х.: НТУ «ХП», 2014. № 21 (1064). С. 3–11.
11. Surkaev A.L. Magnetohydrodynamic perturbations arising in metallic conductors under the action of the discharge current // Technical physics. V.60. 7. 2015. P. 981–984.
12. Скворцов О.Б., Сташенко В.И., Троицкий О.А. Упругие деформации проводников при действии импульсов тока // Машиностроение и инженерное образование. 2018. № 1. С. 33–42.
13. Troickij O.A., Skvorcov O.B., Pravotorova E.A., Stashenko V.I. Analysis of the relationships for the vibrational response to the excitation of vibro-acoustic processes in conductors from the action of a pulsed current // In 15th International School-Conference “New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application”, KnE Materials Science. 2017. P. 611–620.
14. Исаев Ю.Н., Старцева Е.В. Расчет параметров распределенной схемы замещения обмоток трансформатора с учетом влияния скин-эффекта // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2015. Т. 326. № 9, С.47–55.
15. Антоненко Г.В. Оптимизация цепочечной модели для учета скин-эффекта в пазах роторов асинхронных двигателей на основе расчета картины поля рассеяния // Наукові праці Донецького національного технічного університету. 2009. № 9 (158). С. 7–14.
16. Сташенко В.И., Скворцов О.Б., Троицкий О.А., Хрущов М.М. Силовое электродинамическое и магнитоупругое действие импульсов тока и СВЧ излучения на модельные образцы из стали при деформации // Приводная техника и компоненты машин. Сборник трудов 4-го московского международного симпозиума. ИМАШ, М.: 2018. С. 149–154.
17. Гохштейн А.Я. Поверхностное натяжение твердых тел и адсорбция. М., «Наука». 1976. 400 с.
18. Хон Ю.А., Каминский П.П., Зуев Л.Б. О влиянии электрического потенциала на пластическую деформацию проводников // Физика твердого тела. 2013. Т. 55. № 6. С. 1047–1051.

ФЕНОМЕНОЛОГИЯ И СТРУКТУРНЫЕ АСПЕКТЫ ФРЕТТИНГ-ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА

В.В. Столяров

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; vlstol@mail.ru

Представлен краткий обзор исследований влияния внешних и внутренних факторов на фреттинг-износ. Отмечается особая роль величины микроперемещений, при которой продукты износа остаются в зоне контакта, а также природы и дисперсности контактирующих материалов. Рассмотрены примеры фреттинг-трения в электроконтактах.

Фреттинг трение (износ) давно открытое явление, проявляющееся при практически статическом внешнем усилии и вибрационном (циклическом) перемещении контактных поверхностей, приводящее к заметным разрушениям изделий, соединений и потому ограничивает их ресурс. Рассматриваются две категории переменных, которые определяют механический фреттинг (без смазки): условия контакта (электромеханические аспекты – скольжение, качение, амплитуда и частота, ток) и свойства материалов (покрытий). Химические аспекты (условия окружающей среды) здесь не рассматриваются, поскольку они относятся к фреттинг-коррозии, когда превалирует химическая реакция, являющаяся следствием, а не причиной деградации [1, 2]. Цель статьи – продемонстрировать влияние внутренних и внешних факторов, включая ток, на фреттинг трение.

Влияние условий контакта.

Амплитуда и частота колебаний являются основными внешними параметрами износ [3 – 5].
Амплитуда перемещения.

В явлениях фреттинга важно обращать внимание на амплитуду перемещения относительно размера контактной области (рис.1), где показана граница между обычным возвратно-поступательным движением и фреттингом, которая лежит в области $A = 20-200$ нм [6, 7].

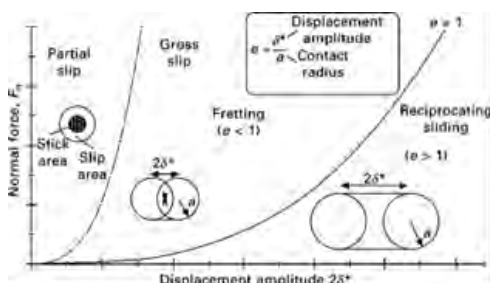


Рис.1 Условия контактной области: $e < 1$, фреттинг; $e > 1$, традиционное трение [8].

Если амплитуда перемещений меньше среднего радиуса локального пятна контакта ($e < 1$), то большая часть контактирующих выступов постоянно остаётся в соприкосновении, хотя и не

по всей площади пятна. Если амплитуда больше среднего радиуса ($e > 1$), то большая часть контактирующих выступов выходит из соприкосновения, единичные контакты разрушаются, а затем образуются вновь при возвратном движении.

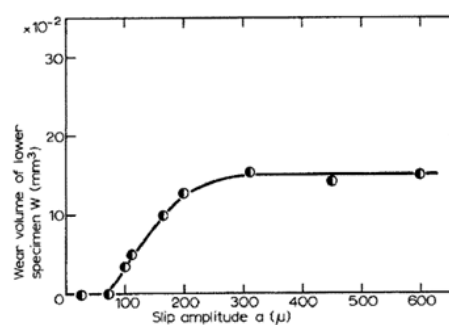


Рис. 2. Влияние амплитуды перемещений (slip distance) на объем износа [9].

Первый случай типичен для фреттинг-изнашивания, который растет с амплитудой (рис.2), второй – для обычного трения при возвратно-поступательном движении, остающийся постоянным. Для фреттинг-изнашивания свойственны затрудненное удаление частиц износа из зоны контакта и большая роль химических процессов в образовании продуктов изнашивания (фреттинг-коррозия), которые активируются циклическими механическими воздействиями.

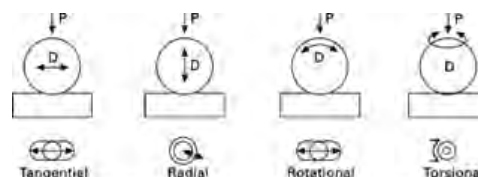


Рис.3. Схемы возможных видов фреттинга [10]

При очень малых амплитудах относительного скольжения имеет место трение качения, так как в этих условиях частицы окислов могут играть роль подшипников, что затрудняет возникновение очагов схватывания. На практике возможны несколько вариантов фреттинга при плоском контакте с шариком, отличающиеся видом относительного движения (рис.3) [10]. Однако, наиболее распространенным является тангенциальный фреттинг.

Частота перемещений.

Для механического фреттинга характерной является частота ≤ 50 Гц [6, 7], при изменении которой меняются период цикла (уменьшается с частотой), скорость относительного перемещения контактов, контактная температура. Установлено, что износ в инертной атмосфере от частоты колебаний не зависит, а в воздухе со снижением частоты колебаний фреттинг-износ контактов возрастает. Причиной износа на воздухе является фреттинг-коррозия или образование и разрушение окисных пленок. С уменьшением частоты при постоянной амплитуде время окисления участков контакта между циклами «разрушения-удаления» окисной пленки возрастает, соответственно возрастает и фреттинг-износ. Критическая частота-это частота, при которой происходит максимальный износ, а скорость износа прямо зависит от стойкости материала к окислению. Влияние частоты возрастает с увеличением амплитуды скольжения, контактного давления и продолжительности работы. Изменение интенсивности изнашивания при фреттинг-коррозии с изменением частоты колебаний также объясняется тем, что усталостная долговечность металлов при уменьшении частоты нагружения заметно снижается.

Электрический ток

Фреттинг электронных разъемов связан с увеличением контактного сопротивления, в результате которого происходит механическое и электрическое разрушение контактной поверхности (рис.4). Примером может быть контактная пара латунь / медь [11].

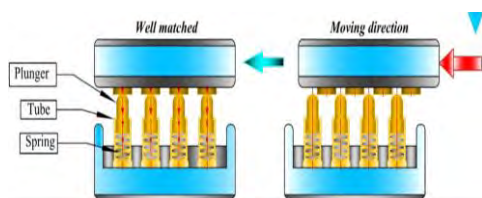


Рис. 4. Магнитное зарядное устройство всасывания

Ресурс электрического контакта повышается увеличением тока, который может способствовать разрушению образующейся толстой окисной пленки. На рис.5, 6 показано влияние тока на коэффициент трения $K_{тр}$ и контактное сопротивление в зависимости от числа циклов.

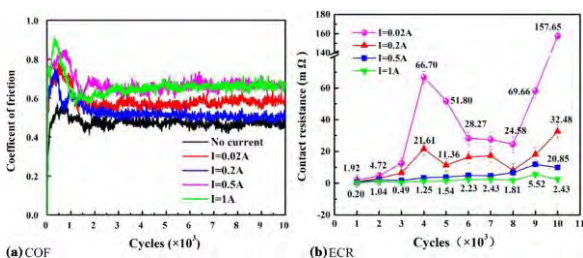


рис.5. Коэффициент трения (а) и контактное сопротивление (б) пары латунь/Си в зависимости от числа циклов и тока.

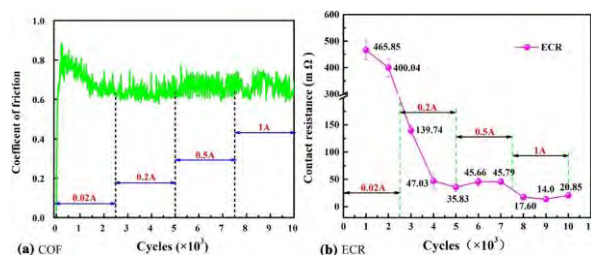


рис. 6. Влияние ступенчатого изменения тока на $K_{тр}$ (а) и контактное сопротивление (б)

Установившиеся значения $K_{тр}$ увеличивались с 0,46 (без тока) до 0,67 с увеличением тока. $K_{тр}$ не увеличивался очевидно при 1 А по сравнению с 0,5 А. Низкое и устойчивое контактное сопротивление наблюдалось при максимальном токе $I = 1$ А.

Влияние материала.

Износу при фреттинге подвергаются все материалы. В зависимости от условий (продолжительности работы, контактного давления, амплитуды скольжения, влажности, температуры, наличия агрессивных компонентов и т. п.) некоторые комбинации материалов могут повреждаться менее или более чем другие.

Между твердостью и фреттинг-стойкостью нет определенной связи. Однако уменьшить повреждения от фреттинг-коррозии можно за счет повышения твердости материала покрытия одного из контактов контактной пары. Лишь металлы и сплавы, неокисляющиеся (стекло, платина, кварц и др.) или слабо окисляющиеся, проявляют повышенную сопротивляемость фреттингу с ростом твердости.

Повреждаемость поверхности при фреттинг-износе в значительной степени зависит от абразивной способности продуктов износа.

Сопротивляемость фреттинг-износу зависит от способности металлов и сплавов противостоять динамическим нагрузкам (циклическая прочность и усталость), от коррозионной активности и от их упруго вязких свойств.

Подвижность, легкость зарождения и плотность дислокаций при вибрационных нагрузках могут определять интенсивность фреттинг-износа. Их скопление в местах контакта материала с гетерогенной структурой может приводить к сильному локальному упрочнению в одних местах, а в других - к зарождению большого количества точечных дефектов. Это способствует процессам диффузии, распаду твердых растворов, что и вызывает разрушение структуры металла [12]

Принято считать, что фреттинг-износ является следствием только внешних условий и не зависит от природы материала. Ошибочность такого мнения подтверждает факт, что, например,

в сплаве с памятью формы TiNi фреттинг-износ является минимальным из-за низкого напряжения фазового превращения ($0.25 \sigma_{02}$) и заметной упругой деформации в 5% [13]. Коэффициент трения K_f пары NiTi / GCr15 (нержавеющей стали) меньше, чем в паре GCr15 / GCr15, а коэффициент износа для пластины NiTi на порядок меньше, чем GCr15. И это несмотря на заметно меньшую твердость NiTi, чем GCr15. Было установлено, что основным механизмом износа сплава NiTi в режиме частичного скольжения является слабая шероховатость. В режимах смешанного и грубого скольжения износ NiTi был в основном вызван абразивным износом осколков GCr15.

Размер зерен в материале оказывает сильное, но не однозначное влияние на фреттинг износ. На примере меди показано, что сопротивление фреттинг-износу нанокристаллического (НК) слоя меди заметно выше аналогичного износа в крупнозернистой (КЗ) меди. Разница в износе может достигать 10 раз [14]. Фреттинг испытания на истирание со смазкой в минеральном масле были выполнены шариком из WC-Co на НК поверхностном слое массивной меди, подготовленной путем поверхностной механической обработки на истирание (SMAT). Было обнаружено, что НК слой проявлял на порядок более высокую износостойкость и более высокий коэффициент трения по сравнению с крупнозернистой (КЗ) Cu. Коэффициент трения НК Cu увеличивается с увеличением нагрузки и частоты, в то время как для КЗ Cu коэффициент трения увеличивается с увеличением частоты фреттинга до 100 Гц и после этого уменьшается. Предполагается, что более высокая твердость НК Cu является основным фактором, вызывающим его повышенную износостойкость и более высокий коэффициент трения. Прерывистый переходный слой металла обнаружен на шарике WC-Co только после истирания по НК Cu, что может частично объяснить более высокую износостойкость НК Cu по сравнению с КЗ Cu.

В работе [15] исследовали влияние дисперсности структуры в микрокристаллической меди в интервале относительно больших размеров зерен $d = 2-162$ мкм на трибологическое поведение электрического контакта при фреттинге. Результаты показали, что разрушение контакта вызывалось образованием окисного слоя, при этом образцы с меньшим размером зерен показали большую долговечность, что связано с упрочняющим эффектом Холла-Петча от границ зерен.

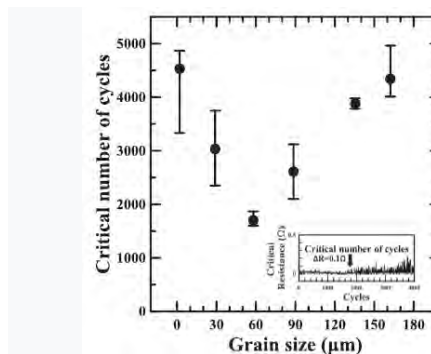


рис.7. Влияние размера зерен в меди на критическое число циклов до разрушения электрического контакта при фреттинг трении.

Однако эффект упрочнения был ограничен критическим размером зерен (около 60 мкм), выше которого главную роль играла пластичность приповерхностного контактного слоя, которая задерживала формирование хрупкого оксида (рис.7).

1. R.B.Waterhouse, Fretting Corrosion, Pergamon Press, Oxford, 1972.
2. Ch. Colombie, Y. Berthier, A. Floquet, L. Vincent and M. Godet, J. Tribol. ASME 106 (1984) 23.
3. O. Vingsbo, S. Soderberg, Wear 126 (1988) 131.
4. Soderberg, S., Bryggman, U., McCullough, T., Frequency Effects in Fretting Wear, Wear, 110 (1986) 19-34.
5. Y. Berthier, C. Colombie, L. Vincent and M. Godet, J. Tribol. 7 (1988) 517.
6. ASTM G40-13 Standard Terminology Relating to Wear and Erosion.
7. ГОСТ 27674-88 — Трение, изнашивание и смазка. Термины и определения.
8. S. Fouvry, P. Kapsa and L. Vincent, Wear 185 (1995) 35.
9. Ohmae N., Tsukizoe T., The Effect of Slip Amplitude on Fretting, Wear, 27 (1974) 281-294.
10. Zhou, Z.R. and Vincent, L., Mixed Fretting Regime, Wear, 181-183 (1995), pp. 531-536
11. X. Liu, Z. Cai, S. Liu, et al., J. of Mater Eng. Performance 824, 28(2) 2019 817-827.
12. Островский М.С. Триботехнические основы обеспечения качества функционирования горных машин, М.: МГИ, ч. 1 и 2, 1993, 390 с.
13. L.M. Qian, Q.P. Sun, Z.R. Zhou, Fretting wear behavior of superelastic nickel titanium shape memory alloy, Tribology Letters 2005, 18 4 463-475.
14. Y. S. Zhang, Z. Hana, Tribology Letters 2007, 27 1 53-59.
15. H.J. Noh, J.W. Kim, S.M. Lee, H. Jang, Effect of grain size on the electrical failure of copper contacts in fretting motion, Tribology International 111 (2017) 39-45.

ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА АСУ ТП ИЗОТЕРМИЧЕСКОГО РОТАЦИОННОГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ЗАГОТОВОК ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Р.Ю. Сухоруков¹, С.В. Морозов²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; ryusukhorukov@gmail.com

²Филиал НИИД АО „ОДК“ – Производственный Комплекс „Салют“, Москва, Россия

Рассмотрена технология изотермической раскатки заготовок дисков газотурбинных двигателей. Определены основные требования к системе управления технологическим процессом и автоматизированным оборудованием для раскатки дисков, рассмотрены структурная и функциональная схемы АСУ ТП, программное обеспечение.

Введение

Отечественные технологии изготовления деталей ГТД (горячая штамповка литых сплавов, газостатическое прессование порошковых сплавов) включают многочисленные технологические операции «нагрева-штамповки-мехобработки», и не позволяют получить однородную структуру и высокие прочностные характеристики, исключить пористость материала, а также имеют низкий КИМ. В связи с этим приобретают первоочередное значение вопросы, связанные с разработкой и обоснованием технологических процессов для этих задач [1-4].

Разработанная в рамках НИОКР технология и оборудование для формообразования деталей ГТД из жаропрочных сплавов методом раскатки в изотермических условиях устраняет указанные недостатки и имеет ряд преимуществ:

- обеспечение высокой степени однородности микроструктуры, что позволяет увеличить ресурс деталей из жаропрочных сплавов за счёт повышения (до 10÷15%) механических свойств материала;
- получить регламентировано изменяющуюся микроструктуру сплава полотна диска от ступицы до обода;
- снижение номинального припуска на механическую обработку до 2 мм, в зависимости от назначения и размеров деталей;
- повышение коэффициента использования металла (КИМ) в 3÷5 раз;
- возможность создания гибких перенастраиваемых автоматизированных комплексов за счет использования типовых технологических модулей, универсального инструмента и исполнительных механизмов-модулей.

Изготовление осесимметричных заготовок

Изготовление осесимметричных заготовок (например, для дисков ГТД) из титановых и никелевых жаропрочных сплавов широкой номенклатуры на специализированном раскатном стане позволит получать изделия с высокой точностью и производительностью, с заданными структурой и свойствами материала. В основу технологического процесса положен метод раскатки в режиме изотермической деформации. Сущность метода заключается в том, что нагретую заготовку в виде шайбы с подготовленной структурой деформируют в изотермических условиях двумя или одной парой обжимных роли-

ков, установленных диаметрально противоположно и перемещающимися по заданным траекториям (Рис. 1).

Качество получаемых заготовок зависит от контроля и управления энергосиловыми и термомеханическими параметрами технологического процесса раскатки, которые обеспечивает АСУ ТП.

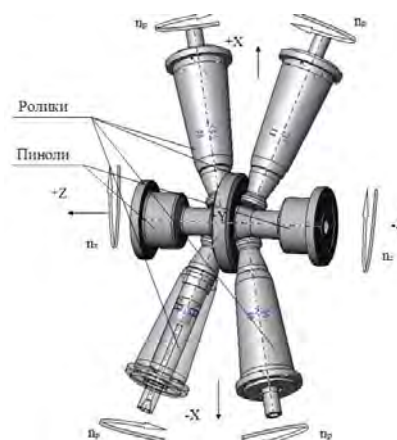


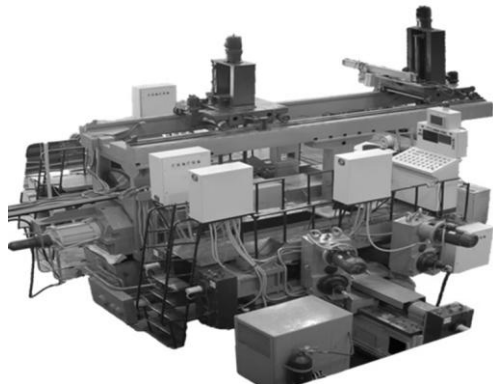
Рис. 1. Кинематическая схема изотермической раскатки.

Основными регулируемыми параметрами являются: подача роликов по оси X, частота вращения роликов вокруг своей оси и частота вращения заготовки, а также положение заготовки по оси Z.

Конструктивно-технологические особенности станов для раскатки требуют создания специализированной системы управления технологическим процессом, аппаратного и программного обеспечения для контроля и управления текущими параметрами (координаты, положение и усилия) исполнительных механизмов [5-10] (Рис.2). Раскатка заготовок может производиться одним или несколькими роликами при минимальном количестве операций, переходов, нагревов. При этом работа стана может быть реализована по следующим вариантам:

- раскатка детали с использованием любой одной каретки с одним или двумя роликами;
- раскатка детали с использованием одновременно двух кареток, с подключением до четырех роликов;
- раскатка детали с использованием поочередно одной и затем другой каретки;
- раскатка детали с использованием постоянных значений скорости раскатки;

- раскатка детали с использованием постоянного усилия и скорости раскатки.



а)



б)

Рис. 2 Общий вид станов для раскатки осесимметричных заготовок деталей ГТД:

- а) экспериментальный образец стана СРЖД-800 для раскатки дисков (разработчик ИМАШ РАН, ИПСМ РАН, ООО «СМЗ»);
б) опытно-промышленный образец стана для раскатки дисков АЛРД-800 (разработчик филиал НИИД АО «ОДК»).

Для обеспечения совместной работы всех систем стана, необходимо создать автоматизированную систему управления, включающую следующие блоки:

- Управления и синхронизации вращения заготовки и раскатного инструмента.
- Управления и синхронизации перемещения раскатного инструмента по оси Z.
- Управления и синхронизации перемещения раскатного инструмента по оси X.
- Управления гидросистемой.
- Управления транспортной системой.
- Управления печами.

Связь блоков должна осуществляться через систему датчиков обратной связи и блок информации. Блок-схема АСУ ТП стана АЛРД-800 приведена на рис. 3.

Система управления осуществляет контроль и автоматическое поддержание следующих параметров:

- температуры заготовки на всех стадиях, с момента начала ее установки в печь и до ее удаления с точностью $\pm 5^\circ\text{C}$ в диапазоне от 200°C до 1140°C ;
- времени выполнения каждой операции и пол-

ного технологического цикла;

- величины перемещений, подачи инструмента (с точностью $\pm 0,5\%$);
- скорости вращения заготовки (с точностью $\pm 1\%$) в диапазоне от 0,05 до 4 об/мин;
- скорости вращения каждого из 4-х инструментальных роликов (с точностью $\pm 0,1\%$) в диапазоне от 0,1 до 8 об/мин;
- усилия зажима заготовки в пинолях до 400 кН (с точностью $\pm 1\%$).

Кроме того система управления обеспечивает согласование в заданных пределах скоростей вращения роликов и заготовки (расогласование не более $\pm 1\%$).



Рис. 3. Блок-схема АСУ ТП раскатного стана (на примере станов СРЖД-800, АЛРД-800)

Система управления обеспечивает одновременную работу силовых механизмов для реализации этапов технологического процесса: раскатки, транспортировки дисков, управления печами и накопителями, нагрева и охлаждения заготовок в печах предварительного нагрева и в печах регламентированного охлаждения [6,7]. Питание основных электродвигателей (вращение шпинделей и роликов, координатные перемещения роликов, а также перемещение манипулятора) осуществляется через электроприводы – преобразователи частоты, обеспечивающие плавное изменение скорости вращения, в широких пределах. Задание скорости вращения и контроль её фактического значения, а также координаты (перемещений роликов), выполняют программируемые контроллеры.

Система управления, построена на базе ПЛК-контроллеров с высокоскоростным каналом обмена

по сети Ethernet. Привода линейных перемещений координат и осей вращения для обеспечения технологического процесса имеют широкий диапазон регулировки. В качестве датчиков положения рабочих органов применены абсолютные датчики линейного положения. С целью улучшения качества процесса раскатки в систему управления встроена схема адаптации по усилию, включающая в себя комплект силовых датчиков с блоком обработки.

В качестве примера рассмотрена подсистема АСУ ТП, обеспечивающая точное позиционирование заготовки, в процессе изотермической раскатки. Для повышения точности была разработана подсистема управления и контроля зажима заготовки и положения пиноли.

Блок управления перемещением и контроля положения упорной пиноли и прижимной пиноли оснащен датчиком 1 положения прижимной пиноли и модулем управления 5. Для определения момента касания раскатных роликов заготовки блок управления перемещением оснащен гидрораспределителем 2, который обеспечивает выравнивание давления в полостях гидроцилиндров 4. Координата положения заготовки детали отслеживается датчиком 3 положения упорной пиноли. При рассогласовании заданного положения упорной пиноли, гидрораспределитель 2 обеспечивает выравнивание её положения, а также удерживает заданную позицию, несмотря на воздействие внешних факторов (усилие поджима, реакцию прокатных валков с роликами и т.п.). Точность удержания \pm одна дискрета датчика положения. Момент касания приводных раскатных роликов и заготовки определяется по перемещению пиноли прижимного цилиндра от воздействия на нее раскатных роликов, что фиксируется датчиком положения 1, после чего приводные прокатные валки с роликами отводят в исходную точку начала раскатки. На рисунке 4 представлена схема подсистемы управления и контроля положением пиноли.

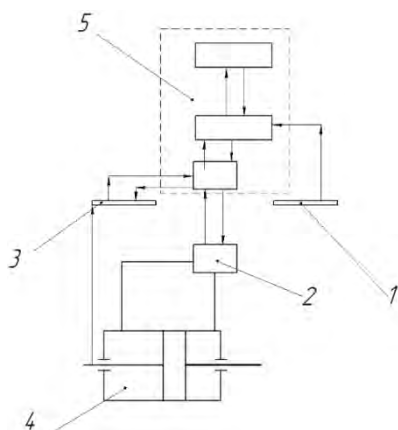


Рис. 4. Блок-схема подсистемы управления и контроля положением пиноли.

Выводы

Разработаны структура, функциональная схема и аппаратные средства системы управления технологическим процессом раскатки деталей ГТД в изо-

термических условиях. АСУ ТП позволила обеспечить изготовление заготовок деталей ГТД с требуемыми размерами и формой, а также получить заданную структуру и свойства материала изделий. Выявлен ряд конструктивно-технологических особенностей специализированных станков, которые необходимо учитывать при разработке АСУ ТП, определить выбор структуры, функциональной схемы, программного обеспечения и состава технических средств для контроля, управления и поддержания энергосиловых и термомеханических параметров формообразования заготовок из жаропрочных сплавов в изотермической и сверхпластических условиях.

1. Афонин В.Л., Гаврилина Л.В., Ибрагимов А.Р., Кондратьев И.М., Морозов С.В., Раков Д.Л., Смоленцев А.Н., Сухоруков Р.Ю., Шитов А.М. Исследования и разработка инновационных технологических процессов и интеллектуальных систем управления для изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД) (под ред. Сухорукова Р.Ю.). – Москва: ИМАШ РАН, 2019. –137 с.
2. Rakov D., Sukhorukov R. Fabrication Processes by Means of a Computer-Aided Innovation Support System Based on the Morphological Approach. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2019, Volume 48, Issue 2, pp 173–178
3. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В.. Анализ и оценка технологий и оборудования для изготовления заготовок длинномерных полых валов газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых и титановых сплавов на базе морфологического подхода. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. №3. С.136-143.
4. Гаврилина Л.В., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю. Структурный синтез и анализ при разработке инновационных технологических процессов на базе прогрессивного морфологического подхода. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 4. С. 137-145.
5. Морозов В.В., Гейкин В.А., Бурлаков И.А., Морозов С.В. и др. Стан для изготовления осесимметричных деталей. Патент РФ. № 75164. Опубликовано 27.07.2008. Бюл. №21.
6. Бурлаков И.А., Морозов В.В., Морозов С.В. Автоматическая линия для изотермической раскатки заготовок дисков газотурбинных двигателей. Заготовительные производства в машиностроении, 2012. № 5 с. 26 - 28.
7. Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Разработка оборудования для формообразования деталей из жаропрочных сплавов на основе титана и никеля методами пластической деформации. Отчёт (заключительный) о научно-исследовательской и опытно-конструкторской работе по государственному контракту с Минпромторгом РФ от 07 октября 2011 г. № 11411.1003704.05.028 Шифр «Пластика». В рамках ФЦП «Развитие отечественного станкостроения и инструментальной промышленности на 2011-2016 гг», подпрограммы «Национальная технологическая база». Номер государственной регистрации 02201360619 от 29.07.2013 г. 176 с.
8. Сухоруков Р.Ю., Сидоров А.А., Утяшев Ф.З., Ибрагимов А.Р. Определение силовых параметров процесса изотермической раскатки ответственных деталей газотурбинных двигателей. Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2015. – № 1. – С.116-122
9. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З. и др. Стан для изготовления полых валов из жаропрочных сплавов. Патент № 172751, опубликован 21.07.2017.
10. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З. и др. Стан для раскатки колец из жаропрочных сплавов. Патент № 2657679, опубликован 14.06.2018 Бюл. № 17.

ВЛИЯНИЕ МИКРОТЕКСТУРЫ НА КИНЕТИКУ ТРЕЩИН МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ В ДИСКАХ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Н.В. Туманов, Н.А. Воробьева, Ю.Л. Митина, А.И. Калашникова

Центральный институт авиационного моторостроения им. П.И. Баранова, Москва, Россия

tumanov@rtc.ciam.ru

Проведены исследования влияния кристаллографической микротекстуры, образующейся при изготовлении полуфабрикатов дисков авиадвигателей из титановых сплавов, на кинетику трещины малоциклового усталости. Показано, что наличие микротекстуры может приводить к быстрому развитию трещины в условиях эксплуатации.

Основу жаропрочных титановых ($\alpha+\beta$)- и псевдо- α -сплавов, из которых изготавливают диски компрессоров авиационных газотурбинных двигателей (АГТД), составляет α -фаза, имеющая менее симметричную (по сравнению с кубической решеткой никеля – основы жаропрочных сплавов для дисков турбин АГТД) гексагональную кристаллическую решетку. Это обуславливает склонность жаропрочных титановых сплавов к образованию кристаллографических текстур деформации. В зонах интенсивной локализованной пластической деформации при изготовлении дисков компрессоров АГТД может формироваться локальная кристаллографическая текстура (микротекстура), не выявляемая методами рентгеноструктурного анализа. В [1] приведены результаты комплексных исследований влияния микротекстуры на кинетику трещины малоциклового усталости (МЦУ) в диске компрессора высокого давления из титанового ($\alpha+\beta$)-сплава ВТ3-1 при простых циклах нагружения. Установлено, что микротекстура значительно ускорила развитие трещин МЦУ. В данной работе аналогичные исследования с использованием методов электронной микроскопии и дифракции отраженных электронов проведены для диска компрессора низкого давления (КНД) из титанового ($\alpha+\beta$)-сплава ВТ9 при сложных циклах нагружения.

Кинетика трещины МЦУ (фрактографическая реконструкция)

Трещина МЦУ в полотне диска КНД развивалась под действием радиальных напряжений в процессе эксплуатации АГТД (рис. 1 а). Очагом развития трещины послужил концентратор напряжений в виде подреза по дуге окружности. Особенностью усталостного излома, расположенного в цилиндрическом сечении диска (рис. 1 а, б), являются светлые и темные полосы, параллельные поверхности полотна диска, причем светлой полосе в световом микроскопе соответствует темная полоса в электронном микроскопе и наоборот (рис. 1 в, г). Природа этих полос была определена при электронно-микроскопическом анализе микрорельефа поверхности разрушения (фрактурельефа) (рис. 2).

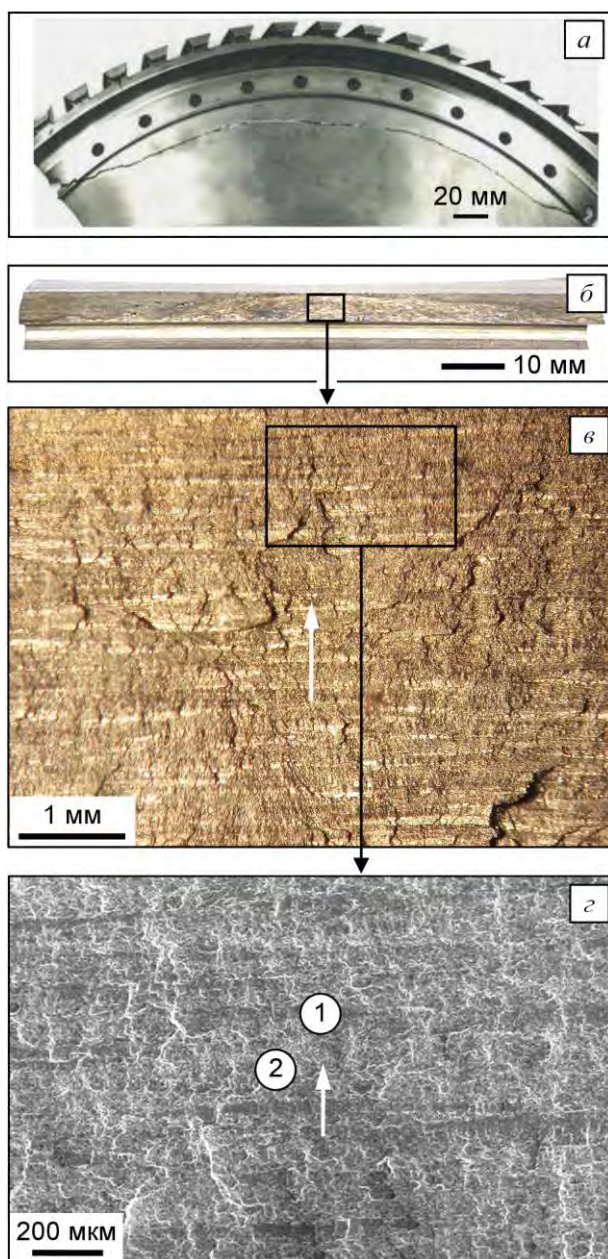


Рис. 1. Трещина МЦУ в полотне диска КНД до (а) и после (б) вскрытия; полосы на поверхности излома по трещине МЦУ в световом (в) и электронном (г) микроскопах; стрелки на поверхности излома – направления роста трещины

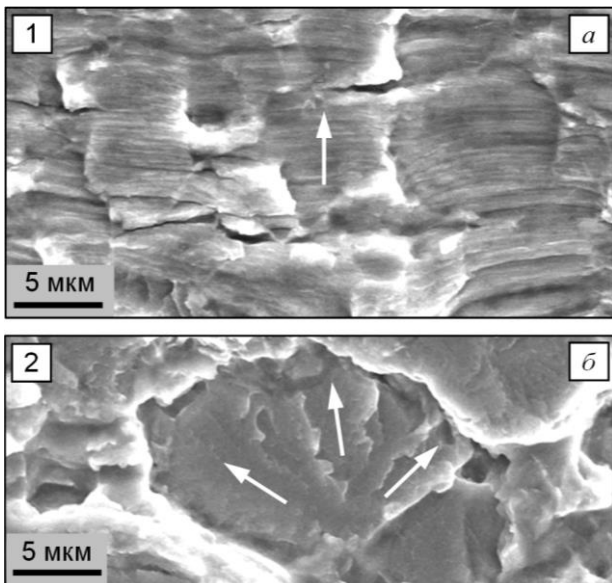


Рис. 2. Фрактурельеф участков № 1 (а) и № 2 (б) поверхности излома по трещине МЦУ в полотне диска КНД (см. рис. 1 з): стрелки – локальные направления роста трещины

Фрактурельеф темных полос на электронных фрактограммах (участок № 1 на рис. 1 з) образован блоками усталостных бороздок (рис. 2 а), каждый из которых характеризует продвижение микрофронта трещины за сложный полетный цикл (ПЦ) под действием высокоэнергетического механизма устойчивого роста – механизма периодического расслаивания-разрыва (МПРР) [2]. В светлых полосах (участок № 2 на рис. 1 з) располагаются микросколы (рис. 2 б), образующиеся при действии низкоэнергетического механизма разрушения сколом (МРС). Полосы с усталостными бороздками и микросколами формируют текстуру фрактурельефа (фрактоструктуру), характерную для частично устойчивого роста трещины МЦУ [1], когда на фронте трещины реализуются (одновременно или последовательно) МПРР и МРС. Поскольку МРС приводит к значительно более высокой скорости роста трещины усталости (СРТУ), чем МПРР, трещина МЦУ при частично устойчивом росте развивается неравномерно – быстро в зонах действия МРС и медленно при реализации МПРР. В результате период роста трещины существенно снижается по сравнению с устойчивым ростом, при этом области с бороздчатым фрактурельефом соответствуют минимальным значениям СРТУ.

В процессе фрактографической реконструкции частично устойчивого роста трещины МЦУ определяли число последовательно образовавшихся блоков бороздок $n_{6i}(l_i)$ в каждой i -й полосе с бороздками и значение глубины трещины l_i в конце полосы. Интегральную кинетическую зависимость «число ПЦ – глубина трещины» $N(l)$ получили аппроксимацией дискретной функции

$$N_j(l_j) = \sum_{i=1}^j n_{6i}(l_i)$$

непрерывными функциями (рис. 3) Период роста трещины МЦУ составил 700 ПЦ.

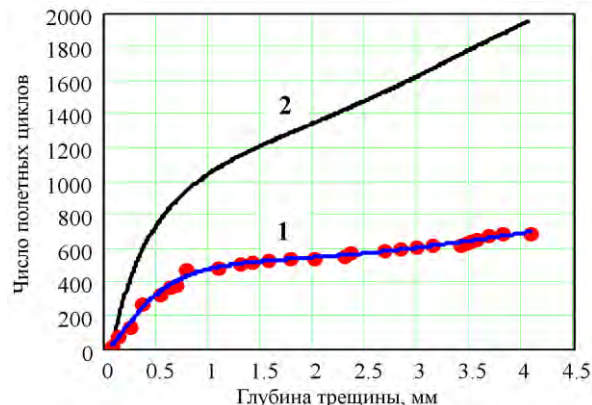


Рис. 3. Интегральные кинетические зависимости при частично устойчивом (1) и устойчивом (2) росте трещины МЦУ в полотне диска КНД

Была также построена интегральная кинетическая зависимость для случая устойчивого роста трещины МЦУ (рис. 3):

$$N(l) = \int_{l_0}^l \frac{dl}{S_6(l)}, \quad (1)$$

где l_0 – начальная глубина трещины, $S_6(l)$ – регрессионная зависимость шага блоков бороздок S_6 от глубины трещины, полученная на основе измерения величины S_6 в отдельных точках вдоль пути развития трещины. При расчете периода роста трещины по формуле (1) используются только минимальные значения СРТУ, измеренные по шагу блоков бороздок в зонах действия МПРР, т.е. частично устойчивый рост трещины заменяется устойчивым ростом такой же трещины при тех же нагрузках. Как видно на рис. 3, при частично устойчивом росте период роста трещины МЦУ уменьшился почти втрое по сравнению с устойчивым ростом.

Микроструктура и микротекстура в области распространения трещины МЦУ

Микроструктуру в полотне диска КНД анализировали вблизи усталостного излома на поверхности шлифа, параллельной излому, т.е. расположенной в цилиндрическом сечении диска. Микроструктура показана на рис. 4 (электронно-микроскопическое изображение приведено в инверсии). Сплав содержит значительное количество α -фазы, которая имеет глобулярную морфологию. Средний размер α -зерен составляет около 7 мкм.

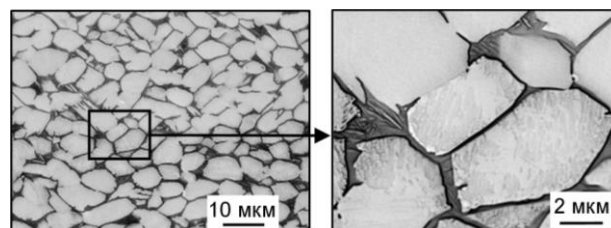


Рис. 4. Микроструктура вблизи излома по трещине МЦУ в полотне диска КНД в цилиндрическом сечении диска

Кристаллографическую микротекстуру исследовали на той же поверхности шлифа, на которой анализировали микроструктуру. Методом дифракции отраженных электронов [3] определяли кристаллографическую ориентацию α -зерен в цилиндрическом (рис. 5 а) и меридиональном (рис. 5 б) сечениях диска, а также в сечении, параллельном поверхности полотна (рис. 5 в).

На рис. 5 а, б, в приведены ориентационные карты на участке поверхности шлифа размером 670 на 440 мкм. Текстурные полосы на рис. 5 а, б визуализируют текстурированные слои α -зерен, параллельные поверхности полотна диска. Красным полосам на рис. 5 а соответствуют синие полосы на рисунке 5 б, а синим полосам на рис. 5 а – красные на рис. 5 б. Следовательно, α -зерна в текстурированных слоях преимущественно ориентированы так, как это показано на рис. 5 з, – базисной плоскости (0001) в цилиндрическом сечении диска соответствует призматическая плоскость (01 $\bar{1}$ 0) в меридиональном сечении и наоборот. В результате призматическая плоскость ($\bar{1}$ 2 $\bar{1}$ 0) α -зерен в основном параллельна поверхности полотна диска, о чем свидетельствует общий зеленый фон ориентационной карты на рис. 5 в.

Полосчатая фактотекстура (см. рис. 1 в, г), соответствующая текстурным полосам на рис. 5 а, сформировалась при развитии трещины МЦУ через текстурированные слои. При этом установлено, что полосы с микросколами образуются в текстурированном слое, в котором базисные плоскости (0001) α -зерен располагаются в цилиндрическом сечении диска, т.е. базисный полюс (направление [0001]) совпадает с радиальным направлением.

Таким образом, наличие неблагоприятной кристаллографической микротекстуры, при которой базисный полюс α -зерен ориентирован параллельно направлению действия максимальных напряжений, приводит к быстрому развитию трещин МЦУ в дисках АГТД из титановых (α + β)-сплавов при простых и сложных эксплуатационных циклах нагружения. Выявленная слоистая микротекстура приводит к высокой скорости роста трещины МЦУ под действием как радиальных, так и окружных напряжений, поскольку базисный полюс α -зерен в текстурированных слоях располагается параллельно радиальному или окружному направлениям.

1. Туманов Н.В., Черкасова С.А., Лаврентьева М.А., Воробьева Н.А. Исследование механизмов развития трещин малоциклового усталости в дисках авиадвигателей в условиях эксплуатации и оценка остаточной долговечности дисков / Вестник СГАУ. 2011. № 3(27). Ч. 2. С. 175–184.
2. Туманов Н.В. Устойчивый рост усталостных трещин: микромеханизм и математическое моделирование / Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. Т. 84. № 11. С. 52–69.
3. Метод дифракции отраженных электронов в материаловедении / Под ред. А. Шварца, М. Кумара, Б. Адамса, Д. Филда. М.: Техносфера, 2014. 544 с.

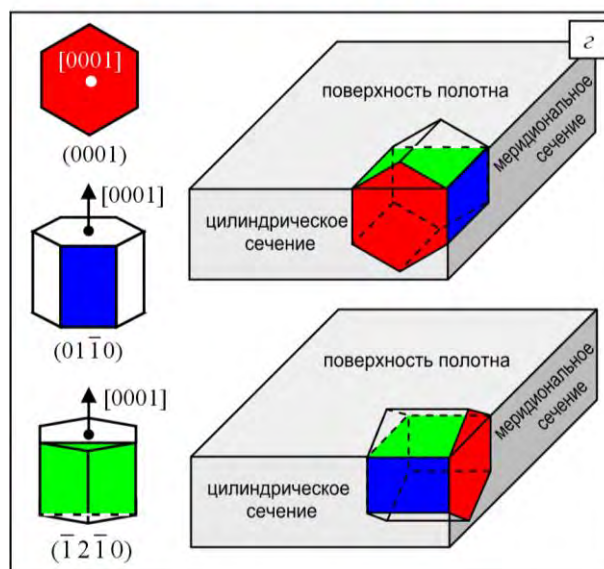
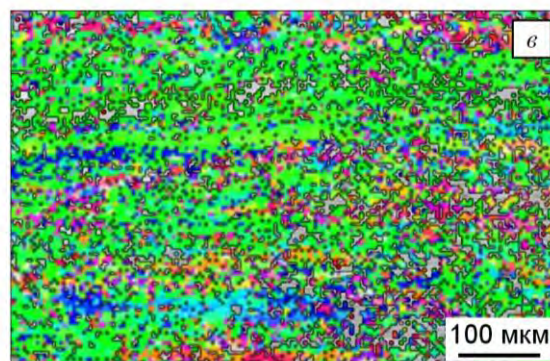
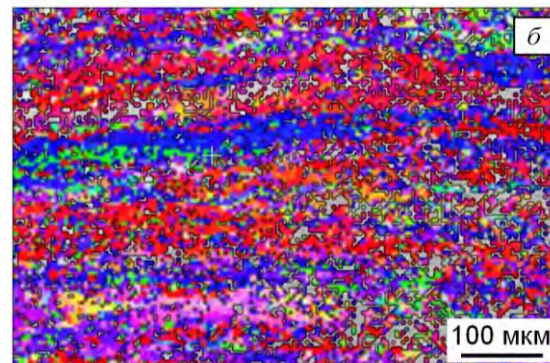
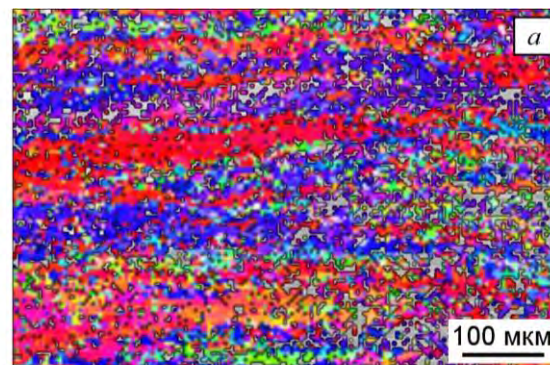


Рис. 5. Карты распределения кристаллографических плоскостей α -зерен вблизи излома по трещине МЦУ в полотне диска КНД в цилиндрическом (а), меридиональном (б) сечениях и в сечении, параллельном поверхности полотна (в); цветокодировка и схема ориентации α -зерен (з)

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ ПОСЛЕ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ И ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

У.Х. Угурчиев¹, Н.Н. Новикова¹, А.М. Иванов²

¹Институт машиноведения им. А.А.Благодирова РАН, Москва, Россия; umar77@bk.ru

²Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова СО РАН, Якутск, Россия

Показана эффективность комбинирования равноканального углового прессования и электропластической прокатки для изменения свойств низколегированной стали 09Г2С и низкоуглеродистой стали 10кп5.

Цель.

С целью улучшения качества и свойств металлических материалов широкое применение в технологических операциях нашли методы термо-механической и электропластической обработки.

Для эффективного управления структурой материала целесообразно сочетание интенсивной пластической деформации (ИПД) с другими методами механической и термической обработки. Одним из методов ИПД, позволяющим получать объемные образцы с ультрамелкозернистой (УМЗ) структурой, является равноканальное угловое прессование (РКУП) [1, 2]. Технология обработки материалов давлением, основанная на электропластическом эффекте (ЭПЭ), эффективно используется для интенсификации процесса обработки [3]. Одним из технологических применений ЭПЭ является электропластическая прокатка (ЭПП), которая позволяет прокатывать ленты и пластины без заметного нагрева материала [4, 5].

Рассматривается возможность комбинирования способов пластической деформации РКУП и ЭПП для управления механическими свойствами низколегированной стали 09Г2С и низкоуглеродистой стали 10кп5.

Материалы и методы.

Исследованы конструкционные стали: низколегированная 09Г2С и низкоуглеродистая 10кп5. Сталь 09Г2С, имеющую ферритно-перлитную структуру со средним размером зерна 18,5 мкм, подвергали пластической деформации по следующей схеме. Объемные заготовки размером $\varnothing 20 \times 100$ мм из 09Г2С в состоянии поставки подвергали РКУП-прессованию по маршруту В_c (поворот заготовки на угол 90°). РКУП заготовок выполняли в технологической оснастке с углом пересечения каналов 120° с максимальным усилием 1250 кН при числе проходов $n = 8$ и температуре 823 К. Степень деформации заготовки при РКУП в 8 проходов равна $\varepsilon_8 = 5,12$. После РКУП ЭПП призматических заготовок из 09Г2С размером $4 \times 6 \times 100$ мм осуществлялась прокатка на портативных валках фирмы «Open Automation Machinery» (модель 0120E6, Италия). Общая деформация после ЭПП составила $e = 2,73$, $e = 2,77$, $e = 3,4$. Плотность тока $j = 90$ А·мм⁻², длительность импульса тока $\tau = 1,6 \cdot 10^{-4}$, $1,0 \cdot 10^{-4}$ и $1,2 \cdot 10^{-4}$ с, частота тока $F = 625$, 1000 и 830 Гц, соответственно.

Пластины из стали 10кп5 толщиной 1,5 мм под-

вергали РКУП в составной заготовке в той же оснастке. Режимы РКУП: маршрут С (поворот заготовки на угол 180°), температура прессования 673 К, число проходов $n = 2$. Степень деформации заготовки при РКУП в 2 прохода составила $\varepsilon_2 = 1,28$. Заготовки размером $1,5 \times 10 \times 100$ мм из стали 10кп5 подвергали ЭПП в состоянии поставки и после РКУП. Длительность импульса тока была $\tau = 1,1 \cdot 10^{-4}$ и $1,2 \cdot 10^{-4}$ с, плотность тока $j = 80$ и 150 А·мм⁻², частота тока $F = 830$ и 910 Гц, соответственно. Общая деформация после ЭПП составила $e = 1,8 - 2,1$.

Сканирующий электронный микроскоп «JEOL 6480L» (исходная структура) и инвертиро-ванный исследовательский металлографический микроскоп «Axio Observer D1» (после РКУП, РКУП и ЭПП) использовали для исследования структуры. Средний размер зерен в образце получали усреднением результатов для более чем 20 зерен.

С помощью дифрактометра «ARL X'TRA» (Швейцария) были получены рентгенограммы при $U = 40$ кВ и $I = 40$ мА с использованием рентгеновской трубки с медным анодом ($\lambda_{K\alpha} = 1,541$ А). Сканирование дифракционной картины проводилось в диапазоне $2\theta = 40 - 142^\circ$ с шагом $\Delta\theta = 0,02^\circ$ и временем экспозиции 1 с. Фазовый анализ выполнялся с помощью пакета компьютерных программ WinXRD (ПО ARL X'TRA) и базы данных PDF-2, а оценка параметров кристаллической решетки – с помощью программ для профильного анализа WinXPow.

Микротвердость по Виккерсу измеряли на микротвердомере LM-700 при нагрузке 0,1 Н и выдержке 15 с. Механические свойства исследовали при растяжении образцов на испытательных машинах «UTS-20k» и «Instron-1195» при постоянной скорости нагружения, равной $3,33 \cdot 10^{-5}$ м·с⁻¹.

Результаты исследований и их обсуждение

Для стали 09Г2С после РКУП в 8 проходов происходит существенное уменьшение размеров зерен, повышение прочности (табл. 1), формируется полосчатая мелкозернистая структура со средним размером зерна $\sim 0,7$ мкм. Структурные составляющие имеют вытянутую форму по направлению прессования. Повышение прочностных характеристик связано с измельчением зерен, повышением плотности дислокаций, образованием дисперсной и термически устойчивой структуры после РКУП. В результате РКУП микротвердость увеличилась в 1,4 раза, а предел прочности почти в 2 раза, предел те-

кучести при этом практически сравнялся с пределом прочности. Пластичность падает в 2,5 раз.

Таблица 1. Механические свойства стали 09Г2С

Состояние материала	d, мкм	Hv, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %
Исходное (состояние поставки)	18,5	1800	332	464	23
РКУП, В _с , 823 К, n=8	0,7	2653	-	887	9,2
ЭПП (j=90 А·мм ⁻² $\tau=1 \cdot 10^{-4}$ с, F=1000Гц)		2752	900	1050	<1
РКУП, В _с , 823 К, n=8 + ЭПП (n=31, j=90 А·мм ⁻² , $\tau=1,6 \cdot 10^{-4}$ с, F=625 Гц)	1,1	3740	1210	1334	2,5

После комбинированного режима обработки «РКУП + ЭПП» исчезает полосчатость структуры. Формируется структура с более равноосными зернами, окруженными зернами с более мелким размером. Это изменение структуры 09Г2С, возможно, является совместным действием деформации и импульсного тока. Средний размер зерен составляет ~1,1 мкм.

В табл. 1 представлены механические свойства сталей, подвергнутых комбинации методов РКУП и ЭПП. РКУП стали 09Г2С приводит к измельчению микроstructures, повышению микротвердости и почти к двукратному росту предела прочности при снижении относительного удлинения. Применение прокатки с током к той же стали также повышает микротвердость (в 1,5 раз), предел прочности (в 2,3 раза), предел текучести (в 2,7 раз) и снижает пластичность по сравнению с состоянием поставки. Последовательное применение комбинации РКУП и ЭПП приводит к максимальным значениям микротвердости (3740 МПа), предела прочности (1334 МПа) и предела текучести (1210 МПа), и снижению относительного удлинения до 2,5%.

С увеличением длительности импульса τ наблюдается снижение микротвердости (Hv=3740 МПа при $\tau=100$ мкс, Hv=3400 МПа при $\tau=120$ мкс и Hv=2910 МПа при $\tau=160$ мкс) и разупрочнение стали за счет релаксации напряжений. Рост степени деформации при ЭПП повышает микротвердость (рис. 1), поскольку при этом происходит измельчение зерен и некоторое увеличение плотности дислокаций.

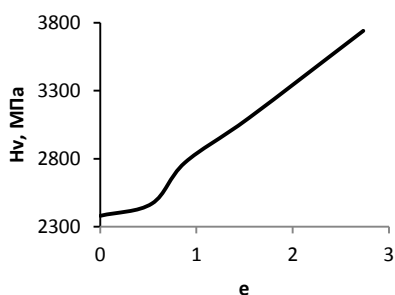


Рис. 1. Зависимость микротвердости от степени деформации при ЭПП призматической заготовки из 09Г2С.

Рентгеноструктурный анализ стали 09Г2С показал, что ЭПП приводит к измельчению микроstructures и возникновению микродеформаций кристаллической решетки. Также наблюдается уменьшение параметра кристаллической решетки феррита (табл. 2). Аналогичное влияние оказывает РКУП с последующей ЭПП. Особенностью является еще большее перераспределение интенсивности в пользу рефлекса (200), таким образом, происходит усиление кристаллографической текстуры.

Таблица 2. Данные рентгеноструктурного анализа для сталей 10кп5 и 09Г2С.

Обработка	Плотность дислокаций	Параметр решетки
10кп5		
Состояние поставки	0.09	2.8671
ЭПП	3.78	2.8666
09Г2С		
Состояние поставки		2.8683
ЭПП		2.8672
РКУП+ЭПП		2.8676

Данные по плотности дислокаций и изменению параметра решетки представлены в табл. 2. С упрочнением материала наблюдается, как и должно быть, повышение плотности дислокаций и уменьшение параметра решетки. Среднее значение параметра решетки упрочненных образцов примерно на 0,02 и 0,04 % меньше, чем у исходного крупнокристаллического образца, что характеризует протекание больших пластических деформаций.

По рентгенографическим профилям линий определялся фазовый состав стали 10кп5, который показал, что фазовое состояние упрочненных ЭПП образцов качественно не отличается от исходного крупнокристаллического образца.

Результаты исследований показывают, что для низколегированной стали 09Г2С и низкоуглеродистой стали 10кп5 комбинация методов интенсивной пластической деформации РКУП и ЭПП обеспечивает существенное повышение прочностных характеристик, при этом вклад прокатки с током является наибольшим; электропластическая прокатка упрочненной интенсивной пластической деформацией стали способствует формированию структуры с более равноосными зернами. Достигнутый уровень прочности в исследованных сталях позволяет их сравнивать с высокопрочными сталями. Эффективность использования электропластической прокатки заключается в меньших энергозатратах на деформирование заготовки за счет электропластического эффекта. Выбор режима электропластической прокатки позволяет управлять механическими свойствами стали.

1. Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И., Павлик Д.А., Малышев В.Ф. Процессы пластического структурообразования металлов. Минск: Наука и техника, 1994. 231 с.
2. Валиев Р.З., Александров И.В. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства. М.: Академкнига, 2007. 398 с.
3. Троицкий О.А., Баранов Ю.В., Авраамов Ю.С., Шляпин А.Д. Физические основы и технологии обработки современных материалов (теория, технология, структура и свойства). В 2-х томах. Т 1. Москва – Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2004. 590 с.
4. Столяров В.В., Угурчиев У.Х., Гуртовая И.Б., Прокошкин С.Д. // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2008. №3. С. 40-43.
5. Угурчиев У.Х., Столяров В.В. Влияние импульсного тока при прокатке на деформируемость и микротвердость титановых сплавов. // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2014. № 10. С. 39-42.

ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКИЙ ЭФФЕКТ В НЕРЖАВЕЮЩЕЙ АУСТЕНИТНО-ФЕРРИТНОЙ СТАЛИ

У.Х. Угурчиев¹, А.В. Фролова², Н.Н. Новикова¹, М.А. Пахомов¹, В.В. Столяров¹

¹Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; umar77@bk.ru

²Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», Москва, Россия

Изучено влияние вида и режимов импульсного тока на деформационное поведение при одноосном растяжении при комнатной температуре аустенитно-ферритной стали DUPLEX 2205. Результаты испытаний показывают, что в данном материале наблюдается электропластический эффект в форме скачков напряжения при одиночных импульсах и снижение напряжений течения при многоимпульсном токе.

В металлах и сплавах при одновременном воздействии пластической деформации и импульсного тока наблюдается электропластический эффект (ЭПЭ) [1-3]. Как правило, ЭПЭ проявляется в повышении деформируемости металла и существует лишь во время пластической деформации материала, а его величина по отношению к напряжению течения варьируется от нескольких процентов (для поликристаллов) до десятков процентов (для монокристаллов). Для многих чистых металлов и технических сплавов данный эффект хорошо известен, однако роль вида тока и его режимов изучена мало. Практический интерес представляют длинномерные полуфабрикаты тонкого сечения, в которых ЭПЭ может быть в наибольшей степени востребован для снижения количества технологических переходов и исключения промежуточных отжигов [4-6]. В этой связи целью настоящей работы является исследование деформационного поведения аустенитно-ферритной стали DUPLEX 2205 при растяжении и одновременном действии импульсного тока.

Материалы и методы исследования

Объектом исследования была выбрана аустенитно-ферритная сталь DUPLEX 2205 в форме прутка диаметром 4,5 мм, полученного путем холодного волочения и отжига, из которой были вырезаны образцы в форме штанги размерами: общая длина = 40 мм, длина рабочей части = 20 мм, диаметр сечения рабочей части = 1,8 мм. Деформационное поведение стали исследовали при комнатной температуре на горизонтальной разрывной машине ИР-5081 при растяжении образцов со скоростью испытания 0,5 мм/мин, при этом использовались режимы: без тока; одиночные импульсы (максимальная плотность тока $j = 980$ А/мм², длительность импульса $\eta = 500, 700$ и 1000 мкс); многоимпульсный ток ($j = 45$ А/мм²; $\eta = 100$ мкс; $N = 1000$ Гц).

От генератора импульсный ток вводили через захваты машины (один из которых был изолирован от корпуса испытательной машины), в которых крепился образец. Температуру образца в процессе растяжения измеряли с помощью термопары, закрепленной в центре расчетной длины. Ток подавали на участке пластической деформации.

На рис. 1 представлены кривые растяжения «напряжение-деформация» без тока и с током (одиночные импульсы): **режим 1** - плотность тока 350 А/мм², длительность импульсов от 500 мкс (первые два), 700 мкс (вторые два), до 1000 мкс (остальные); **режим 2** - плотность тока 980 А/мм², 1000 мкс (все импульсы). Анализ кривых растяжения без тока и с током указывает на то, что воздействие импульсов тока на сталь DUPLEX 2205 снижает на 20-25% напряжение течения металла и вызывает скачки напряжения вниз. Амплитуда скачков напряжения при увеличении длительности импульсов от 500 (рис. 1, кривая 2, первые два скачка) до 1000 мкс (режим 1) увеличивается с 10 до 30 МПа. Увеличение плотности тока 980 А/мм² при длительности импульса 1000 мкс (режим 2) вызывает существенное увеличение амплитуды скачков напряжения до 100 МПа (рис. 1 кривая 3). Введение импульса тока сопровождается мгновенным спадом напряжения, а затем плавным его восстановлением. Таким образом, относительная амплитуда скачков напряжения увеличивается почти в 3 раза с увеличением плотности тока в 2,8. Заметное снижение напряжения течения металла сопровождается увеличением относительного удлинения, по сравнению с растяжением без тока. Увеличение плотности тока и длительности импульса тока сопровождалось незначительным ростом температуры (до 40°C), что может рассматриваться как аргумент в пользу нетепловой природы ЭПЭ.

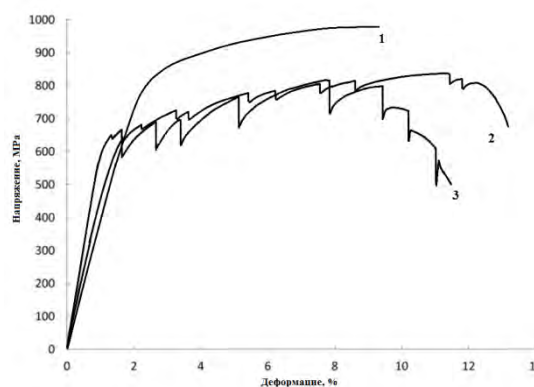


Рис. 1. Кривая растяжения без тока (1) и с током: режим 1 – (2), режим 2 – (3).

Вид диаграммы растяжения при воздействии многоимпульсного тока показан на рис. 2. Представлены кривые растяжения без тока и с током (многоимпульсный): **режим 1**- плотность тока 45 А/мм², длительность импульсов 100 мкс, частота 1000 Гц, температура 240С; **режим 2** - плотность тока 55 А/мм², длительность 100 мкс, частота 1000 Гц, температура 360⁰С. При растяжении образца с многоимпульсным током с частотой 1000Гц, скачки напряжения уже не наблюдаются. Видно, что режим многоимпульсного тока (рис. 2, кривые 2, 3) вызывает резкое снижение пределов текучести и прочности, что, по-видимому, связано с более высокой температурой образцов ($T_{обр \text{ режим } 1} = 240^{\circ}\text{C}$, $T_{обр \text{ режим } 2} = 360^{\circ}\text{C}$).

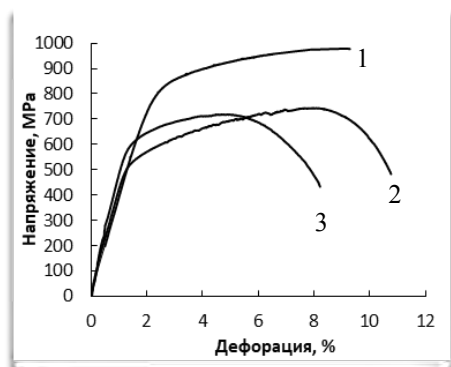


Рис. 2. Кривая растяжения без тока (1) и с током: режим 1 – (2), режим 2 – (3).

Для многоимпульсного режима значение напряжения течения без тока более 800 МПа, а в режиме пропускания тока снижается на 300 МПа (до 500 МПа), то есть, можно снизить напряжение течения при растяжении почти на 40 % (рис. 2). Это важно для прокатки и волочения проволоки в производстве. Также важна плотность тока и длительность импульса. Увеличение плотности тока на 10 А/мм² с 45 А/мм² (режим 1) до 55 А/мм² (режим 2) привел к уменьшению относительного удлинения, из-за перегрева образца в шейке.

Сравнительный анализ полученных данных, представленных на рис. 1 и рис. 2, показывает разную степень влияния ЭПЭ (амплитуды скачка напряжения) на общее снижение напряжения для одних и многоимпульсного режимов.

Таким образом, результаты испытаний аустенитно-ферритной стали DUPLEX 2205 при растяжении и одновременном действии многоимпульсного тока показывают, что в стали DUPLEX 2205 резкий спад напряжения на кривых растяжения является результатом проявления ЭПЭ, который сопровождается тепловым эффектом.

Снижение напряжений течения для многоимпульсного режима почти на 40 % при прокатке и волочении проволоки в производстве имеет большое практическое значение, так как снижает трудоемкость и энергозатраты на производство проволоки.

1. Троицкий О.А. Электропластический эффект в металлах //Письма в ЖЭТФ. - 1969. - Т. 2. - № 10. - С. 18-22.
2. Okazaki K., Kagawa M., Conrad H. // Scr. Metallurgica. 1978. Vol. 13. № 4. P. 277 – 280; 1979. Vol. 13. № 6. P. 473 – 477.
3. Okazaki K., Kagawa M., Conrad H. // Materials Science and Engineering. 1980. Vol. 45. № 2. P. 109 – 116.
4. Угурчиев У.Х., Столяров В.В. Деформационное поведение наноструктурного сплава TiNi при растяжении с током //Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. - 2013.- № 8. - С. 67-69.
5. Прокошкин С.Д., Столяров В.В., Коротичкий А.В., Инаекян К.Э., Данилов Е.С., Хмелевская И.Ю., Глезер А.М., Макушев С.Ю., Угурчиев У.Х. Исследование влияния параметров электроимпульсного воздействия при деформации на структуру и функциональные свойства сплава TiNi с памятью формы //Физика металлов и металловедение. - 2009. - Т. 108. - № 6.- С. 649-656.
6. Белявин К.Е., Минько Д.В., Пономарев Т.С., Угурчиев У.Х., Столяров В.В. Электропластический эффект при растяжении стальной проволоки, В сборнике: 60 Международная научная конференция "Актуальные проблемы прочности" - 2018. - С. 401-403

ВЕРИФИКАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ВИБРАЦИИ ПУЧКОВ ТРУБ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ.

Т.Н. Фесенко, Е.А. Дронова

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Предложен метод численного решения задачи нелинейных колебаний трубного пучка в потоке теплоносителя. Данная методика позволяет выявить все характерные параметры гидродинамического нагружения и динамического отклика конструкции. Сложность решаемой задачи определяется спецификой конструкций многокомпонентной системы трубного пучка, комбинированным нагружением труб в местах контакта в зазорах, с промежуточными опорами, вариацией распределения зазоров и промежуточных опор. Оценка пригодности предлагаемой математической модели вибраций трубных пучков проводится на основе сравнения с результатами экспериментальных работ натуральных полномасштабных или фрагментарных модельных исследований.

В основу теоретического изучения вынужденных колебаний труб пучка положены известные из экспериментальных и теоретических исследований данные о гидродинамических силах и движении труб. Трубные пучки подвергаются действию одновременно нескольких типов возбуждения [1], поэтому очевидна необходимость включения их в математические модели вибрации пучков. Модель, которая представлена ниже, применима для предсказания

$$EI \frac{\partial^4 W_i}{\partial z^4} + 2\varepsilon_i \rho_i F_i \frac{\partial W_i}{\partial t} + \rho_i F_i \frac{\partial^2 W_i}{\partial t^2} = \sum q_i + \sum_{l=1}^N R_{il}^x \delta(z - z_l) \quad (1)$$

$$EI \frac{\partial^4 U_i}{\partial z^4} + 2\zeta_i \rho_i F_i \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho_i F_i \frac{\partial^2 U_i}{\partial t^2} = \sum f_i + \sum_{l=1}^N R_{il}^y \delta(z - z_l) \quad (2)$$

где R_{il}^x, R_{il}^y - проекции на оси X и Y соответственно реакции упругого ограничителя. Гидродинамические силы,

$$g_i = \sum_{j=1}^k \left(\alpha_{ij} \frac{\partial^2 u_j}{\partial t} + \sigma_{ij} \frac{\partial^2 w_j}{\partial t^2} + \alpha'_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial t} + \sigma'_{ij} \frac{\partial w_j}{\partial t} + \alpha''_{ij} u_j + \sigma''_{ij} w_j \right)$$

$$f_i = \sum_{j=1}^k \left(\tau_{ij} \frac{\partial^2 u_j}{\partial t^2} + \beta_{ij} \frac{\partial^2 w_j}{\partial t^2} + \tau'_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial t} + \beta'_{ij} \frac{\partial w_j}{\partial t} + \tau''_{ij} u_j + \beta''_{ij} w_j \right),$$

где $\alpha_{ij}, \sigma_{ij}, \tau_{ij}, \beta_{ij}$ - коэффициенты присоединенных масс; $\alpha'_{ij}, \sigma'_{ij}, \tau'_{ij}, \beta'_{ij}$ - коэффициенты гидродинамического демпфирования; $\alpha''_{ij}, \sigma''_{ij}, \tau''_{ij}, \beta''_{ij}$ - гидроупругие коэффициенты.

Аналитические выражения для коэффициентов представлены в работе [2].

Для вихревого механизма приняты выражения [1,3]:

подъемная сила

$$f_i^L = 0.5 \rho_1 V^2 d c_y \sin(\omega_s t + \varphi_i^L),$$

φ_i^L - описывает фазовую зависимость,

отклика ячейки трубного пучка при воздействии на него вихревого и гидроупругого механизмов возбуждения. Наличие промежуточных опор, поставленных с зазорами относительно труб, учитывается через введение в правую часть уравнений движения труб импульсных реакций кольцевых ограничителей.

Приняты следующие уравнения для i -той трубы в направлении X и Y ячейки пучка из k труб.

которые зависят от движения труб, определяются выражениями:

сила лобового сопротивления $q_i^d = 0.5 \rho_1 V^2 d c_x \left| 1 + \chi \sin(2\omega_s t + \varphi_i^d) \right|$.

Суммарная гидродинамическая нагрузка $\sum f_i = f_i + f_i^L$, $\sum q_i = q_i + q_i^d$.

Элементы трубного ряда совершают орбитальные движения. Поэтому модель прямого удара для них не приемлема. В итоге принята модель косоугольного удара с нормальной и тангенциальной составляющими силы реакции опор [3].

При описании контактного взаимодействия в нормальном направлении диссипация энергии при

ударе не учитывается и выражение для нормальных сил принимается в виде:

$$R_N^{il}(t) = -C[r_{il}(t) - \delta_{il}] \cdot \eta[r_{il}(t) - \delta_{il}],$$

где $r_{il}(t)$ - радиальное перемещение трубы в l -й опоре; δ_{il} - зазор в l -й опоре; $\eta[r_{il}(t) - \delta_{il}]$ - функция Хевисайда; C - жесткость ограничителя.

Для расчета тангенциальных сил косоуго удар использована гипотеза сухого трения, т.е. тангенциальная сила связана с нормальной силой и направлена против движения.

$$R_\tau^{il} = f_t R_N^{il},$$

где f_t - коэффициент сухого трения, который принимается равным 0,2, [2,3].

Полная реакция для i -трубы в l -й промежуточной опоре определяется геометрическим суммированием сил:

$$R_{il} = R_N^{il} + R_\tau^{il}$$

Для определения динамического отклика трубного пучка необходимо численно решить $2k$ систем дифференциальных уравнений:

$$[M]\{\ddot{S}\} + [C]\{\dot{S}\} + [K]\{S\} = \{F\},$$

(3)

где $[M]$, $[C]$, $[K]$ - есть матрицы масс, демпфирования и жесткости соответственно, а $\{S\}$, $\{F\}$ - векторы смещения и внешней нагрузки.

Матрицы $[M]$, $[C]$, $[K]$ имеют размерность $2k \times 2k$, k - количество труб. В текущей жидкости матрицы $[C]$, $[K]$ не симметричны.

Для решения динамической задачи (3) использован метод пошагового интегрирования Вильсона. Программа численной реализации метода позволяет вести расчеты для произвольного пучка труб, произвольного числа промежуточных опор, а также величин зазоров в них.

Было проведено сравнение результатов параметров вибраций трубного пучка полученных с использованием математической модели (3) и данных эксперимента для модели парогенератора. Модель парогенератора состоит из трубного пучка из 61 трубы, заключенного в цилиндрический корпус. Входной участок теплоносителя расположен в нижней части модели, а выходной - в верхней части. Вход и выход воды в модели осуществлялся через камеры с кольцевым зазором толщиной 50 мм через 36 отверстий диаметром 30 мм на внутренних обечайках камер. Трубный пучок модели ограничивается имитаторами трубных досок. В используемых на практике больших пучках, обычно, можно выделить систему, состоящую из 4, ..., 7 труб, которые являются ближайшими соседними с j -ой трубкой; Для расчетов взят пучок-шахматный (равносторонний треугольник). Трубы дистанционируются десятью дистанционирующими решетками (ДР). Расположение промежуточных опор по длине труб представлено в таблице 1.

Таблица 1. Принятые значения расположения ДР (значения приведены в метрах)

Нижняя тр. доска	α_{01}	α_{02}	α_{03}	α_{04}	α_{05}	α_{06}	α_{07}	α_{08}	α_{09}	Верхняя тр. доска	Тип
0	0,3			1,1		1,9			2,7	3,0	1
0			0,8				2,2			3,0	2
0		0,6			1,6			2,4		3,0	3
0	0,3	0,6	0,8	1,1	1,6	1,9	2,2	2,4	2,7	3,0	1...3

Эскиз модели пучка для которого проводились расчеты для различных типов труб (таблица 1) и экспериментальная модель дана на рисунке 1.

Были проведены тестовые расчеты для трех типов труб (таблица 1). Полученные результаты сравнивались с мгновенными реализациями, полученными в экспериментах на модели ПГ для тех же труб. При проведении эксперимента расход теплоносителя составлял 600 м³/ч. При этом следует отметить, что в следствии конструкционного исполнения возможен диапазон значений скоростей поперечного потока. Для

верификации расчетной методики использовались мгновенные реализации, полученные из экспериментов на модели ПГ и расчетным путем на модели (3). В качестве примера на рис.2 представлено сравнение результатов расчета и эксперимента.

На основе верификации численных расчетов с результатами экспериментов можно сделать вывод о возможности применения разработанной математической модели для исследования параметров вибраций труб, как для модели, так и для натурального ПГ.

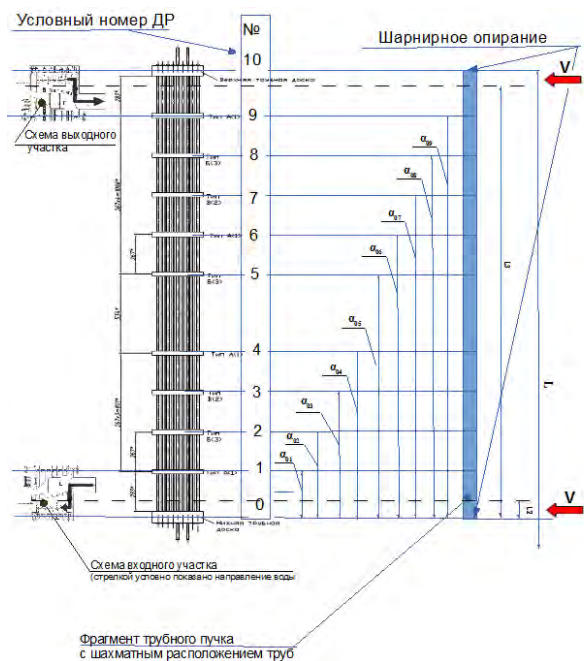


Рис. 1. Эскиз конструкции модели парогенератора и расчетного фрагмента пучка труб.

1. Махутов Н.А., Каплунов С.М., Прусс Л.В. Вибрация и долговечность судового энергетического оборудования. - Л.: Судостроение, 1985. - 382 с.
2. Fesenko T.N., Foursov V.N., Forced oscillation of tube bundles in liquid cross-flow. Vibration problems ICOVP 2005., Springer. 2005. - p.205-212.

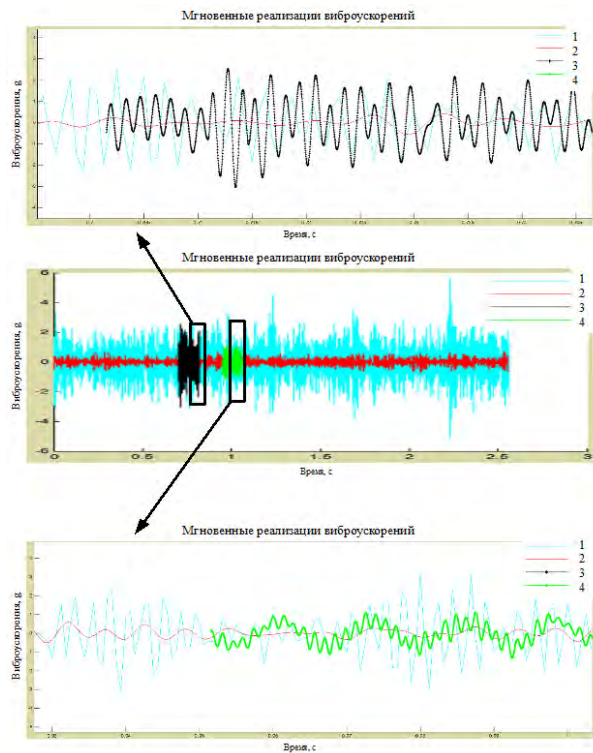


Рис. 2. Мгновенные реализации для результатов эксперимента и расчета (тип трубы 1, межтрубная скорость 6.8 м/с, радиальный зазор 0.1 мм, демпфирование 8%). Кривые 1 и 2 — результаты эксперимента в радиальном и тангенциальном направлениях; кривые 3 и 4 — результаты расчетов в направлениях X и Y.

3. Каплунов С.М., Фесенко Т.Н., Корецкий С.А. Вибрации трубных пучков под действием поперечного потока жидкости. // Проблемы машиностроения и надежности машин. М. Наука, 2008. С.29-36.

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ УПРАВЛЕНИЕ УЧАСТКОМ ПРОФИЛИРОВОЧНЫХ ЛИНИЙ

В.И. Филимонов¹, Е.Д. Кондратьев¹, А.В. Филимонов²

¹Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия; fwiumz@mail.ru

²ООО «Новые промышленные технологии», Нижний Новгород, Россия

Рассмотрены особенности автоматизированной подсистемы АСУТП участка, включающего несколько профилировочных автоматизированных линий. Внедрение подсистемы позволит сократить количество обслуживающего персонала, повысить производительность линий и качество профильной продукции.

В условиях серийного производства гнутых профилей на автоматизированных профилировочных линиях, объединённых в участки, возникает вопрос повышения их производительности за счёт совершенствования технической составляющей и улучшения организационных мер за счёт введения компьютерного мониторинга и управления общим процессом производства на конкретном участке [1]. В дальнейшем, такие участки модульно могут быть подключены к автоматизированной системе управления технологическими процессами (АСУТП), интегрированной в автоматизированную систему управления предприятием.

На данном этапе разрабатывается концепция управления работой участка линий в качестве пилотного проекта. Управление технологическим процессом осуществляется параллельно по группам линий, закреплённых за определёнными профилировщиками, в режиме наладки или изготовления продукции. В обобщённом виде функции подсистемы АСУТП для группы из пяти линий представлены на рис. 1.

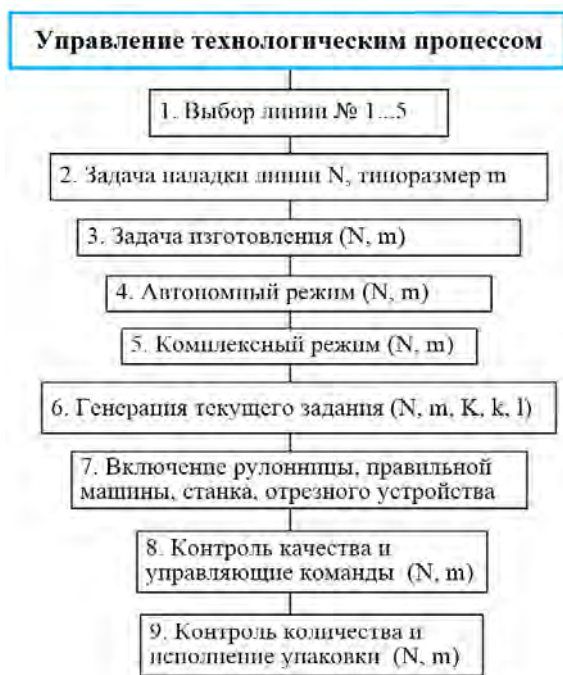


Рис. 1. Функции управления линиями.

Число линий, объединяемых в группу, может быть различным, однако следует учитывать воз-

можность наложения друг на друга временных промежутков смены рулонов. Дело заключается в том, что при формировании групп линий неизбежно уменьшается число профилировщиков, а их зона обслуживания расширяется. Так, для односменного режима число профилировщиков уменьшается с 10 до четырёх-шести человек. При взаимном перекрытии периодов смены рулонов на трёх линиях неизбежно возникает вынужденный простой одной из линий. Ситуация усугубляется в случае различной скорости профилирования на некоторых линиях и различных толщин лент-заготовок или их длин для некоторых линий. В таких условиях подсистемой АСУТП должна решаться локальная задача оптимизации, проецируемая на ось реального времени и связанная с предотвращением/сокращением времени вынужденного простоя.

Аналогичная задача возникает при необходимости перехода какой-либо линии на другой типоразмер профиля при завершении программы выпуска профиля текущего типоразмера. Первый возникающий вопрос относится к использованию не полностью израсходованного рулона. В алгоритме работы подсистемы должна присутствовать альтернатива: полная выработка рулона с изготовлением избыточного количества деталей или же останов линии для её переоснащения. Это зависит от условий поставки профильной продукции. Если размер периодически поставляемых партий имеет только жёсткую нижнюю границу, то текущий рулон вырабатывается до конца. Если же верхняя граница партии также жёсткая или же поставки профиля данного типоразмера прекращаются, то работа линии завершается ещё до полной выработки рулона. Существует также возможность изначального формирования рулона требуемой длины, однако в большинстве случаев выпуск широких рулонов выполняют на их полную длину. В системе можно, конечно, предусмотреть и эту возможность, однако, целесообразнее вести контроль процесса по количеству деталей в сменном задании или программе выпуска профиля в календарном периоде.

В общем случае изготовление профильной продукции должно осуществляться в комплексном режиме работы АСУТП, когда управление всеми линиями осуществляется централизованно, при этом смена рулона осуществляется в одноимённом режиме по сигналу конца ленты с рулонницы с задержкой на

время, необходимое для прохождения остатка ленты через станок. При этом режим резки профиля на мерные длины не затрагивается. Замена рулона производится в течение регламентного промежутка времени и, по завершению смены рулона, сообщение от оператора о готовности линии (нажатие соответствующей кнопки на панели смены рулона) возобновляет работу линии.

При первичном запуске или в режиме наладки (переход на иной типоразмер профиля) выполняется выбор соответствующей линии, включается режим её наладки на типоразмер m с контролем параметров и выдачей подсказок на системное табло линии, где отображаются номер линии, текущий режим работы, типоразмер профиля к изготовлению, ширина заготовки, номера комплектов оснастки (перфорирующей, профилирующей, правильной, отрезной) к установке и ряд диалоговых опций, которые следует «гасить» нажатием на опцию или на указанную клавишу/кнопку на сенсорном экране. Диалоговые опции включают: 1) соответствие ширины заготовки номерам комплектов оснастки; 2) демонтаж старой и монтаж новой перфорирующей оснастки; 3) демонтаж старой и монтаж новой профилирующей оснастки; 4) демонтаж старой и монтаж новой правильной оснастки; 5) демонтаж старой и монтаж новой отрезной оснастки; 6) подача заготовки в линию и пробный вывод профиля; 7) соответствие геометрии и качества требованиям по чертежу (особые спецификаторы для профиля в подменю – при гашении всех под-опций данный пункт «гасится» автоматически); 8) запрос о возможности включения комплексного режима работы для данной линии. При положительном ответе системы оператор включает кнопку комплексного режима работы линии, а на системном табло линии отображается «Линия работает в комплексном режиме». При этом в системе устанавливается задание на производство K деталей согласно плану текущего периода, актуализируется счётчик номера текущей детали k и её длина l для формирования параметров цикла работы отрезного устройства, а также другие спецификаторы процесса, которые будут выявлены в процессе разработки системы.

Далее подсистема последовательно включает агрегаты линии: разматывающее устройство (рулонницу), правильную машину и/или перфорирующее устройство, профилировочный станок, отрезное устройство, манипулятор готовых профилей (стол-штабелёр – при его наличии в составе линии). Включение агрегатов и их специфические функции могут существенно зависеть от средств локальной автоматики и степени их интеграции в подсистему АСУТП. Например, при автоматической загрузке рулонницы могут возникать функции контроля и управления магазином рулонов или перемещением загрузочной тележки, насадкой рулона на шпиндель рулонницы, выравниванием рулона и его стопорением на рулоннице, образованием компенсационной петли нужного размера и т.д.

Вышеуказанное свидетельствует о необходимости открытой архитектуры подсистемы АСУТП, преимущественно модульного типа, где возможно расширение функций и их модификация. С другой стороны, при создании такой подсистемы следует тщательно проработать вопросы возможности модернизации или/и замены оборудования или его дооснащения. Далёко не во всех случаях целесообразно использование сложной и дорогостоящей аппаратуры, например, для оценки качества профиля в процессе его изготовления. Если требуется осуществлять контроль качества профиля по одному-двум параметрам, например, по габаритному или присоединительному размеру, то легко разработать или же просто смонтировать датчик выхода размера сечения за допустимые пределы, использование которого может предотвратить выход в брак значительной партии профилей. Апостериорный, или приёмочный контроль даёт возможность только констатировать брак, который в профилировании часто бывает неустраняемым. В весьма редких случаях удаётся исправить отклонения путём дополнительной калибровки.

То же самое относится и к средствам автоматизации формирования партий готовой продукции. Часто на автоматизированных линиях один из профилировщиков (операторов) выполняет визуальный мониторинг качества продукции и формирует связки готовой продукции. Приёмные столы часто снабжены только склизами и выравнивателями, а оператору приходится подсчитывать число профилей для каждой связки, выполнять её обвязку и эвакуацию из рабочей зоны. В то же время легко выполнить трёхуровневую автоматизацию приёмных столов, связанную со сбросом профилей, формированием связок и их эвакуацией из рабочей зоны на основе управления от подсистемы АСУТП. В ряде случаев для транспортировки и хранения не требуется специальной упаковки, кроме обвязки. Если же речь идёт о специальной обработке профилей (обезжиривание и смазка) и их упаковке с помощью автоматических манипуляторов, то это может потребовать значительных капитальных затрат. Тогда конечный этап обработки и упаковки можно предусмотреть на уровне цеха или же предприятия под управлением специального модуля или подсистемы.

Всё вышеизложенное относилось к работе линий в комплексном режиме, однако возникают ситуации (сбои и неполадки в АСУТП, мелкие неисправности в периферийных устройствах или линиях связи и др.), которые приводят к тому, что одна или несколько линий должны работать в автономном режиме. В таком случае эти линии управляются собственной системой контроля и управления, а АСУТП может осуществлять лишь мониторинг их работы по сгенерированным интерфейсным заданным и текущим параметрам. Если функции пакетирования не автоматизированы, то такая ситуация может приводить к перераспределению операторов по линиям или к увеличению их числа, если линии работают в автономном режиме продолжительное

время. Поэтому при создании АСУТП следует пристальное внимание обратить на совершенствование средств локальной автоматики и «узкие места» в работе профилировочных линий, подробно описанные в работе [2].

Описанные задачи управления линиями представляют собой лишь один из модулей расширенной АСУТП. В комплексном аспекте, такая система должна включать в себя систему технологической подготовки производства (АСУТПП), связанную интерфейсно с подсистемой САПР, предназначенной для проектирования технологического оснащения для реализации процессов профилирования на основе метода интенсивного деформирования [3].

В АСУТПП предполагается наличие банка типовых технологических решений по реализации процессов профилирования, а при поступлении от САПР чертежей валковой оснастки дальнейшая задача состоит о "встраивании" её в соответствующий типовой технологический процесс. При этом выполняется анализ наличных технологических средств процесса, при необходимости, формируется задание на разработку дополнительного технологического оснащения (например, межклетевых проводок, специальных направляющих устройств, элементов специальной правильной оснастки). Чертежи подсистемы САПР передаются на участок станков с ЧПУ для изготовления формующей валковой оснастки. На случай сжатых сроков технологической подготовки производства [4] в САПР можно создать модуль опережающих заготовительных работ, в котором размеры заготовок определяются заранее (до получения готовых чертежей валков), только по разработанным схемам формообразования. Это позволяет изготавливать заготовки под формующие валки на производстве одновременно с их проектированием, что существенно сокращает сроки технологической подготовки производства [4].

После получения чертежей от САПР в АСУТПП формируется спецификация технологического оснащения и схема его размещения на оборудовании. Впоследствии, при ручном оснащении оборудования, схема размещения оснастки выдаётся в качестве подсказки на рабочий дисплей соответствующей автоматизированной линии с обратной связью от оператора для контроля правильности оснащения линии, описанного выше.

АСУТПП управляет комплексом технологического оборудования, задействованного для производства валковой оснастки, а также контрольной аппаратуры, устанавливающей соответствие параметров валков и другой арматуры данным соответствующих чертежей. Одной из задач подсистемы может быть также проверка приборов инструментального комплекса, которая должна осуществляться по регламенту, через установленные промежутки времени.

Наряду с указанными подсистемами, в расширенную систему АСУТП должен быть включен модуль организационных задач, охватывающий фор-

мирование планов, оптимизацию распределения ресурсов и номенклатуры, приобретение и мониторинг движения инструмента, учёт и нормирование труда, расхода материалов и энергоносителей [5], обеспечение безопасности труда.

Автоматизация участка профилирования также потребует ряда изменений в технологическом процессе, системе контроля и управления. Дальнейшей задачей является уточнение состава вновь вводимых технических средств, пересмотр структуры управления и оценки целесообразности создания АСУТП в предлагаемом виде. В любом случае, описанное представление АСУТП должно ориентироваться на её открытую архитектуру и возможность интеграции в неё САПР расчёта технологических параметров процесса, проектирования и изготовления технологического оснащения [6] для их последующей коммерциализации. Следует учесть, что технологии профилирования на основе метода интенсивного деформирования внедрены более чем на 800 российских предприятиях.

1. Филимонов А.В., Кондратьев Е.Д., Филимонов В.И. Концепция автоматизации участка профилирования ленты // Вузовская наука в современных условиях: сборник материалов 53-й НТК (28 января – 02 февраля 2019 года). В 3 ч. Ч.1. – Ульяновск: УлГТУ, 2019 (229 с.) – С. 49 – 52.
2. Филимонов А.В., Аюев П.В., Филимонов В.И. Организационно-технические меры повышения производительности линий профилирования // Наука, теория, практика авиационно-промышленного кластера современной России. Материалы III Международной НПК (г. Ульяновск, 8 февраля 2018 г.): сборник научных трудов – Ульяновск: УлГТУ, 2018. (274 с.) – С. 206-213.
3. Филимонов А.В., Филимонов С.В. Изготовление полузакрытых гнутых профилей в роликах методом интенсивного деформирования / Под ред. проф. В.И. Филимонова. – Ульяновск: УлГТУ, 2010. – 206 с.
4. Филимонов В.И., Лисин И.О., Дементьев К.С., Филимонов С.В. Расчёт заготовок валковой оснастки при освоении производства новых моделей и модификаций автомобиля. // Автомобильная промышленность, 2014, №5. – С. 29-34.
5. Филимонов В.И., Филимонов С.В., Кокорина И.В. Структура затрат на освоение новой технологии производства гнутого профиля в роликах // Вестник УлГТУ, 2016, № 2. С. 72-75.
6. Гульшин В.А., Кондратьев Е.Д., Филимонов А.В., Филимонов В.И. Интеграция автоматизированного проектирования и изготовления валкового формующего инструмента // Вузовская наука в современных условиях: сборник материалов 53-й НТК (28 января – 02 февраля 2019 года). В 3 ч. Ч.1. – Ульяновск: УлГТУ, 2019 (229 с.) – С. 53 –56.

DESIGN PROCEDURES IN CREATING ROLL-FORMING TOOL OUTFIT

V.I. Filimonov¹, E.D. Kondratiev¹, N.A. Chernov²

¹Ulyanovsk state technical university, Ulyanovsk, Russia; fwiumz@mail.ru

²New industrial technologies, Ltd., Nizhny Novgorod, Russia

There are discussed forming diagrams and tooling outfit for roll-formed profiles manufacturing with the help of the intensive deformation method. A manufacture technology based on the intensive deformation method for an asymmetrical profile with side rigidity elements on the flanges is offered.

Investigation goal

Modern roll-formed sections (profiles) with side rigidity elements are largely used in building industry and the range of such profiles includes dozens of semi-closed sections which are mostly produced through intensive deformation method (IDM) [1] (owing to the reduced number of passes and compact technological equipment) [2]. The manufacturing of the profiles with side rigidity elements is far to be a trivial technological task due to tight tolerances of the arc elements and bending zones. Their production in roll-forming machines may involve the following problems: peripheral element edge waviness, flange kink or flange plastic collapse, surface defects in contact zones, large spring-back, warpage or twist (in asymmetric profiles) and so on [3].

This paper aims to reveal the most general design procedure laws of the tooling outfit, namely, of the forming rolls for a specific profile with side rigidity elements shown in fig. 1, a. Special precision requirements are applicable to the rigidity elements and bottom angles, taking into account the necessity of their assemblage (fig. 1, b).



Fig. 1. Profile 165×50×2 mm (a) and assembly pattern (b): 1-4 - areas to be precise enough to allow the construction assemblage

General requirements toward profile and equipment

General requirements towards the profile and to the appropriate roll-forming machine are given in table 1. The patented equipment shown in table 1 is developed and being produced in Ltd Co «Spetstechnology» (town of Ulyanovsk). The analysis of in table 1 shows that the profile tolerances are rather tight for roll-formed sections.

In small-lot roll-forming it is wise to use the technology based on intensive deformation method [1], since traditional roll-forming technologies are not efficient enough for small-lot production due to the following grounds: 1) in small-lot production forming large rolls are not cost-efficient; 2) heavy-duty equipment takes

much energy and occupies large working areas. That's why we planned to use the roll-forming machine indicated in table 1. Its lay-out has four forming sections, each of them containing four stands. In necessary case, the number of sections may be increased.

Table 1. Requirements toward the profile and forming machine

<i>Requirements toward the profile dimensions</i>	<i>Value</i>
Unspecified limit deviations of dimensions	H14, h14, IT14/2
Unspecified relative radii, mm	1.5(±0,5)
Camber, mm/m	1.0 at most
Twist angle, m/mm	2° at most
Edge waviness, mm	±0.8 at most
Angle limit deviation, deg.	±1
Height limit deviations, mm	±0.1
Width limit deviations, mm	±0.2
<i>RF machines specifications (SPU-400K12-65/50)</i>	<i>Value</i>
Working shaft diameter, mm	65/50
Number of working stands, pc.	12
Inter-stand distance, mm	400
Inter-axle distance, mm	130/190
Working shaft length, mm	400
Key groove dimensions in the shafts (B×t), mm	16×6
Roll-forming speed, m/min	20
Shaft drives	Lower shafts are driven

The roll-forming of profiles with side rigidity elements through intensive deformation method usually causes more problems than that relating to the profiles with bottom rigidity elements (see the roll-forming case study of the profile “stringer” (85×25×1.0 mm) or profiles Knauf in the same book [1]).

Technology development stages

The technology development on the basis of intensive deformation method includes the following stages: 1) feasibility analysis of a given profile configuration, 2) profile cross-section location in the last stand, 3) choice of a base element and tracking axis, 4) number of passes calculation, 5) development of forming diagram, 6) equipment choice, 7) process and tooling design, 8) tooling manufacturing and 9) its setting-up, technology and equipment implementation. These technology development stages will be further associated with

roll-forming of profile with side rigidity elements shown in fig. 1.

Profile design feasibility analysis

Such an analysis is carried out on the contractual stage aiming at the technology development according to paper [4] containing 34 criteria. In necessary cases the profile design may be changed upon the Customer approval. Particularly, for some profiles with large peripheral elements there may be induced constructive or technological rifts to raise the peripheral elements rigidity. These rifts should not contradict the profile functionality. In the actual case, the horizontal flanges width is equal to five-fold of the blank thickness, thus, the above mentioned measures are not necessary. The side rigidity elements may be formed in the first passes (before the the flange reaches 45 degrees angle), the metal plasticity is enough to form the bending zones with specified radii. The other criteria for the profile under consideration are fulfilled, so it is feasible using the offered forming method and roll-forming equipment.

Profile locating in the last pass opening

Symmetric multi-element profiles are usually located so as their open part be turned upward (their bottom being horizontal), while asymmetric profile bottom should be tilted at a calculated angle:

$$\Delta\alpha = \frac{\alpha_1 \cdot b_1 - \alpha_2 \cdot b_2}{b_1 + b_2}, \quad (1)$$

where α_1, α_2 – folding angles of the left and right carrying flanges; b_1, b_2 – left and right flange widths respectively.

For this profile the flanges involutes lengths are quite the same and the rigidity elements stiffness occurs to be commensurable (arc curvatures are 4 and 7 mm respectively), so no rotation (tilt) of the profile cross-section is needed.

The upper position of the profile “mouth” allows the operator to observe the process and makes it easy to set up the tooling. The profile location in the last stand involves the notions of “base element” choice and “tracking axis” choice.

Definition of “base element” and “tracking axis”

In traditional roll-forming both of these two notions are mostly related to the speed mode of manufacturing. In several cases the base element was not associated physically with the blank body. This may be illustrated through the consideration of different methods of tube forming, when the tracking axis was alternatively “fastened” to the lower point, center of gravity or unified edge level [5]. In the two last cases the base element is not attached to any physical body, although it a point or a segment (connecting the flange edges) respectively. In whole, the base element choice determines the slip mode (speed difference with reference to the height of the section) and the technological bases choice during rolls manufacturing. The flanges are bent with reference to the base element and the bending radii in IDM remain constant along the profile path in RF-machine.

The tracking axis usually passes through the base

element middle which is liable to minimum displacements in the space during roll-forming in contrast to other profile elements. The fig. 2, shows the flower forming diagram, where the base element is the profile bottom, while the tracking axis passes through its middle, just in intersecting point of the bottom line and profile axial line.

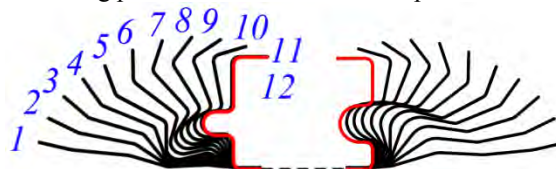


Fig. 2. Profile flower diagram: 1 – 8 – numbers of passes

Number of passes calculation

The traditional roll-forming uses several approaches due to the traditions adopted in some scientific schools [1]. In intensive deformation method, the procedure of number of passes determination is formalized and given by the following equation [6]:

$$N = \frac{\Delta}{L_m \cdot \beta} \cdot \sqrt{\frac{H}{W}} \cdot \sqrt{\frac{s}{k \cdot T}} \cdot \frac{\sigma_s}{\sigma_b} \cdot \sqrt[3]{n} \cdot \eta, \quad (1)$$

where Δ – edge displacement in vertical plane containing the working shafts axis in the last pass with reference to the appropriate points of a flat blank, mm; L_m – roll-forming machine inter-stand distance, mm; β – limit angle of blank «constraint», rad.; H, W – height and width of the profile cross-section respectively, mm; s – profile reduced thickness; k – profile quality class; T – cross-section size allowance for quality class k , mm; σ_s, σ_b – bland material yield stress and its ultimate stress, MPa; n – number of bending zones in the profile; η – dimensionless form-modifier depending on the ratio “forming roll base diameter to forming height”.

The calculation error according to formula (1), as usual, does not exceed 0,7 [6]. Yet, for asymmetric profile, the calculations should be made for both sides (carrying flanges) with reference to the tracking axis. The edge displacement and total bending angles of the carrying flanges may be different, giving thus different values of numbers of passes, the greatest of which should be declared sought-for. In this actual case the number of passes was 11.67 and 12,34 respectively, thus, 12 passes are needed to form the concerned profile.

Forming diagram and equipment selection

The development of the forming diagram is started with the blank calculation on the basis of neutral line by adding a calculated blank width increment to provide for its transversal compression by the rolls to prevent the thinning in bending zones and to reduce the spring-back [1]. Primarily, we select the trajectory of the reference points (blank edges and future bending zones) along the RF machine, then, we establish the cross-sections configurations of future profile for each step. Sometimes it requires corrections to match the profile peculiarities and specific requirements towards it. In this diagram, be it linear or flower type (see fig. 2), the folding angles are determined on the basis of equal longitudinal strains of

flanges per step. To do so, we have previously to calculate the reduced thickness for the profile side walls (flanges) bearing rigidity elements and further to obtain the folding angles with the aid of an iteration procedure [6].

In this method the bending zones in all the steps should be formed with radii matching the profile drawing. This differs the IDM from the traditional roll-forming where the bending radii variations are monotonous with the step number increase.

On setting the folding angles, one should calculate the deformation length L_k (k – step number) for each step according to the formula given in our paper [7] to precise the folding angles θ_k according to the criterion (2), where the right side gives ultimate folding angles:

$$\theta_k \leq \text{root}(L(\theta) - L_M, \theta), \quad (2)$$

where $L(\theta)$ – function obtained in paper [7]; L_M – roll-forming machine inter-stand distance; *root* is a standard MathCad function.

If the condition (2) is not satisfied, the blank would be re-formed on the previous step. Then, the folding angle of the previous step should be diminished.

As soon as the forming diagram is ready, the final choice of the roll-forming machine should be made (to check the length of the working shafts and some other parameters stated in table 1). Thus, it was stated that, the 8-stand roll-forming machine SPU-400K8-65 was suitable to manufacture the profile under consideration.

Process and tooling design, tooling manufacturing and its setting-up

Depending on the Customer's order, the technology may include auxiliary operations (e.g., coil shearing, packing, etc.), so the technology development should be in parallel with the forming rolls manufacturing.

The tooling of the intensive roll-forming should be designed, manufactured and set up according to papers [1, 6]. The electronically designed forming rolls (see fig. 3) are to be manufactured on the CNC turns adopting electronic drawings without dimensioning.

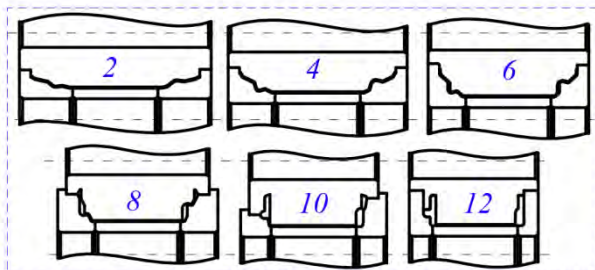


Fig. 3. Roll openings (cross-sections).

As shows fig. 3, the roll openings of all the passes are closed, with horizontal and vertical bases of the lower roll ledges. There is used geometric closing thanks to the use of swing (hinged) links of the roll-forming machine. The blank cutting-in on the first steps is performed into the upper roll, while on the last steps the blank cutting-in is executed into the lower roll. The first and second pairs of rolls give the blank its final bending zones radii. The level of roll opening locking is chosen

to ensure favorable forming conditions and to minimize the rolls mass. The described tooling for the intensive roll forming is very distinct from that of traditional roll-forming [8].

The succession of the tooling set-up jobs is illustrated by fig. 3. In some necessary cases the finite elements modeling is involved to correct the initial forming diagram. To obtain required quality several iteration steps may be carried out. They are closely connected to the troubleshooting diagrams compiled on the basis of research and previous experience and available in the workshop.

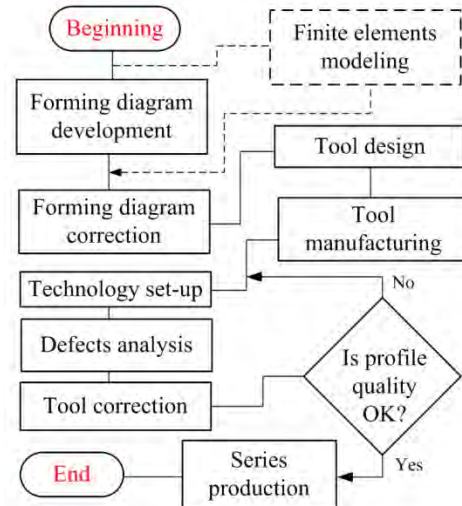


Fig. 4. Technology development and tooling setting-up.

During the tooling setting-up the blank and profile parameters should be thoroughly monitored according to table 1.

Industrial implementation

The developed technology is realized on the basis of an automated roll-forming line developed by Ltd Co «Spetstechnology» and is being used on the Customer's industrial premises.

1. Filimonov S.V., Filimonov V.I. Intensive roll-forming of sheet-metal profiles. – Ulyanovsk: Publ. house of UISTU, 2008. 444 p.
2. Filimonov V.I. Classification and trends in roll-forming equipment evolution // Rolled metal production, 2008, No 4. P. 37 – 43.
3. Lapin V.V., Filimonov S.V., Filimonov V.I. Defects of roll-formed profiles with rigidity elements: requirements and employed materials // Sheet-metal profiles roll-forming: theory and practice (2015): collected scientific papers / edited by d.t.s., professor V.I. Filimonov. – Ulyanovsk, 2015.– 161 p. – P. 18 – 26.
4. Filimonov V.I., Filimonov S.V., Karpov S.A., Kokorina I.V. Manufacturability and design of roll-formed profiles // Handbook. Engineering journal, 2015, No 8. P. 11 – 17.
5. Danchenko V.N., Kolikov A.P., Romatsev B.A., Samusev S.V. Tube manufacturing technology. – Moscow: Internet Engineering, 2002. 640 p.
6. Filimonov A.V., Filimonov S.V. Semi-closed roll-formed profile fabrication using intensive deformation method / edited by prof. V.I. Filimonov. Ulyanovsk: Publ. house of UISTU, 2010. 206 p.
7. Filimonov S.V., Filimonov A.V., Filimonov V.I. Deformation length model at intensive roll-forming of strain-hardening material // Rolled metal production, 2008, No 10. P. 26 – 32.
8. Oh M., Kim N. Optimum design of roll forming process of slide rail using design of experiments // Journal of mechanical science and technology, 2008, No. 22. P. 1537-1543.

ВИДЫ СОЕДИНЕНИЙ ТРУБОПРОВОДОВ В КОНСТРУКЦИЯХ ГИДРО- И ПНЕВМОСИСТЕМ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА.

Д.У. Хасьянова

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; dinara.khasyanova@mail.ru

В статье рассмотрены виды соединений, применяемые для гидро- и пневмосистем летательных аппаратов. Представлен анализ особенностей различных видов соединений их характеристики и преимущества.

В конструкциях гидро- и пневмосистем летательного аппарата получили широкое распространение следующие виды соединений трубопроводов: разъемные и неразъемные.

Наиболее распространены разъемные соединения по наружному конусу (ГОСТ 13954-68 – ГОСТ 13977-68) для трубопроводов из стали 12Х18Н10Т. Предел выносливости этих соединений составляет 0,68 - 0,83 от предела выносливости труб в состоянии поставки.

Использование труб из титановых сплавов и высокопрочных сталей (типа ВНС-2) для летательных аппаратов (ЛА) длительного ресурса имеют малое распространение. Даже для соединений по наружному конусу предел выносливости не превышает 0,37, что примерно в 2 раза ниже предела выносливости стали 12Х18Н10Т, обладающей высокой технологичностью.

Оценка конструктивных характеристик соединений трубопроводов производится по эффективному коэффициенту концентрации напряжений по следующей формуле:

$$\beta_K = \frac{\sigma_{-1mp}}{\sigma_{-1соед}} \quad (1)$$

где σ_{-1mp} - предел выносливости трубы в состоянии поставки, $\sigma_{-1соед}$ - предел выносливости соединения.

Применение соединений с нагруженным конусом наиболее распространено для стальных, алюминиевых и медных трубопроводов. К недостаткам разъемных неподвижных соединений следует отнести наличие большого зазора между ниппелем и трубопроводом, что приводит к снижению усталостных характеристик этих соединений ($\beta_K=1,5$). Титановые сплавы и сталь ВНС-2 имеют высокий коэффициент концентрации напряжений ($\beta_K=2,7$ для стали ВНС-2 и от 2,8 до 3,6 для титановых сплавов 7М и ВТ1-0) [1], что сдерживает их широкое внедрение в изделия.

Соединения трубопроводов по внутреннему конусу допускают большие отклонения по величине монтажных неточностей (отклонение угла до 5°), концентрация напряжений составляет для стали 12Х18Н10Т $\beta_K=1,2$, соединения арматуры осуществляется пайкой или сваркой, что существенно снижает усталостные характеристики соединения в целом и повышает трудоемкость их изготовления.

Разъемные соединения трубопроводов в настоящее время все в большей степени заменяют на более надежные неразъемные соединения.

Неразъемные соединения – это наиболее перспективный вид соединений (рис.1). Неразъемные соединения трубопроводов обеспечивают не только высокую герметичность и надежность, но и обладают сравнительно низкой трудоемкостью их изготовления. В отечественной промышленности изготовление неразъемных соединений трубопроводов осуществляется в основном сваркой и пайкой, материалы труб подбираются с близкими по химическому составу свойствами.



Рис.1. Способы сварки и пайки для соединений трубопроводов

Эти соединения в настоящее время не допускают многократного демонтажа и последующего монтажа соединяемых элементов, а ремонтные работы, как правило, выполняются путем вырезки дефектного участка с заменой отдельных элементов. [2]

Соединения выполняются сваркой и пайкой (рис.1), механической заделкой в области пластических деформаций за счет внешнего силового воздействия или муфтами ТМС, осуществляющих деформирование соединяемых элементов за счет генерации внутренних напряжений в процессе формовосстановления.

Степень надежности, при прочих равных условиях, определяется качеством и совершенством технологии их изготовления.

Сварка – наиболее распространенный способ соединений, который осуществляется как на специализированных участках, так и на изделии.

Наибольшее распространение имеют сварные соединения, однако для этого вида имеются следующие ограничения:

- соединяемые элементы должны быть изготовлены из одинакового материала или близкого по химическому составу;
- не образовывать хрупких или интерметаллических соединений в процессе кристаллизации расплава сварного шва;
- толщина соединяемых элементов должна отличаться не более чем на 25%, а в зависимости от вида сварки, минимально допустимая толщина трубопроводов должна быть не менее 0,5 мм.
- предельные отклонения контактируемых свариваемых элементов должны находиться в пределах 3 качества.

Аналогичные требования предъявляются и к паяным соединениям.

Пайка осуществляется токами высокой частоты как непосредственно на изделии, так и на специализированных участках.

При сварке или пайке встык, соединения трубопроводов имеют усталостную прочность и долговечность примерно в 2–4 раза ниже, чем при сварке или пайке внахлестку. Например, предел выносливости трубы σ_{-1} из стали 12X18H10T, сваренной аргоно-дуговой встык не превышает 100 МПа. [33]. Наиболее высокие значения предела выносливости σ_{-1} наблюдаются у неразъемных соединений муфтами ТМС и для тех же размеров трубопровода составляет не менее 180 МПа.

Для трубопроводов из наиболее технологичного материала - стали 12X18H10T предел выносливости этих соединений составляет 0,68 -0,83 от предела выносливости трубы в состоянии поставки.

Неразъемные соединения трубопроводов в процессе их изготовления или после, с целью снижения концентрации напряжений подвергают термообработке. Трубопроводы из стали 12X18H10T [3] после сварки подвергают отжигу при температуре 680 °С в течение одного часа, а после пайки – при температуре 850 °С. Трубопроводы из титановых сплавов подвергают отжигу при температуре 650-740 °С.

Сварные, и особенно паяные, соединения требуют обязательной очистки швов соединений, как от флюса, так и от излишнего металла.

Соединения, выполненные механической заделкой, осуществляются пластическим деформированием и осуществляются за счет приложения внешнего силового воздействия (пресса, высокоэнергетических импульсных методов и т.п.). Механическая заделка в области пластической деформации обладает таким преимуществом, по сравнению с пайкой и сваркой, как возможность соединения разнородных марок материалов, но данные соединения очень чувствительны к термоцикловым воздействиям и особенно в том случае, когда соединяемые элементы изготовлены из материалов с различными коэффициентами линейного расширения.

Соединения, выполненные муфтами ТМС, образуются за счет значительного изменения размеров соединительного элемента при фазовых превраще-

ниях в материале муфты.

Изготовление неразъемных соединений трубопроводов муфтами с “термомеханической памятью” практически позволяет получать соединения для любых сочетаний материалов и толщин труб. Исключить такие технологические дефекты как: концентрация напряжений в местах перехода; снижение прочности материала трубы в зоне сварного шва; наличие термических напряжений, снижающих усталостную прочность в месте сварки или пайки; возможность хрупких разрушений от межкристаллитного проникновения припоя. Кроме того, существенно повышается технологичность изготовления соединений, так как отпадают такие процессы как зачистка поверхности и промывка трубопроводных магистралей, термическая обработка швов, которые являются необходимыми процессами при использовании пайки или сварки.

Степень надежности соединений ТМС, при прочих равных условиях, определяется качеством и совершенством технологии изготовления, формоизменения и монтажа муфт, что в свою очередь требует стабильности термомеханических характеристик материалов с ЭПФ во всем интервале условий эксплуатации [4].

1. Хасьянова Д.У. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт тмс и сборки трубопроводов. Дис.на соис. уч. ст. канд.тех. наук / МГУПИ. Москва, 2012, 115 с.
2. Батурин А.Т. Детали машин. – М.: Машиностроение, 1958. - 423 с.
3. Сапожников В.М., Лагосюк Г.С. Прочность и испытания трубопроводов гидросистем самолетов и вертолетов. – М.: Машиностроение, 1973. – 274 с.
4. Хасьянова Д.У., Хасьянов У. Исследование возможности использования материала с памятью формы для изготовления соединительных муфт трубопроводов. Авиационная промышленность. 2018. № 3-4. С. 38-41.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЭФФЕКТА ПАМЯТИ ФОРМЫ В СИЛОВЫХ РАЗЪЁМАХ

Д.У. Хасьянова, У. Хасьянов

Институт машиноведения им. А.А.Благодирова РАН, Москва, Россия; dinara.khasyanova@mail.ru

В работе представлен анализ конструкции многоштырьковых штепсельных разъемов (ШР), при использовании материалов с эффектом памяти формы.

Переходное электрическое сопротивление - одно из основных физических характеристик, определяющих надежность разъемных электрических контактов. Величина эффективной контактной поверхности является функцией физических и химических свойств микрорельефа поверхности и механической нагрузки, действующей на нее. Практически установлено, что пластический электрический контакт наступает при нагружении поверхностей нагрузкой составляющей не менее 0,1 НВ от твердости наименее прочного из контактируемых материалов.

Нестабильность переходного сопротивления контактов для штепсельных разъемов зависит от воздействия вибрации, ударов, термического влияния, количества сочленений и контактного нажатия (нагрузки). В тоже время, усилие расчленения разъемных контактов пропорционально контактной нагрузке. Наибольшую надежность электрический контакт дает при больших контактных нажатиях, которые приводят к значительным усилиям расчленения. При определении норм на минимальное контактное нажатие исходят из следующих требований: величина контактного нажатия должна обеспечивать независимость электрических характеристик контактов от технологических факторов (отклонений геометрических размеров штырей и гнезд, упругости пружин) на весь срок эксплуатации.

Для обеспечения возможности многократного сочленения и расчленения разъемов, а также исходя из удобства их эксплуатации, целесообразно иметь малые усилия расчленения контактов, что повышает износостойкость контактов корпусов изделий, а также уменьшает вероятность вырывов контактов из изоляторов при расчленении.

Эти противоречивые требования заставляют искать новые решения.

Уникальные свойства сплавов обладающих, эффектом памяти формы (ЭПФ), в возможностях не только сохранять предварительно деформированное состояние, восстанавливать размеры, но и при этом генерировать значительные напряжения позволяют использовать их в надежных и легко монтируемых конструкциях электрических разъемов и других исполнительных устройствах.

Одиночные силовые разъемы или ШР-ы предварительно охлаждаются и без усилий осуществляют сочленение. Происходит естественный нагрев от окружающей среды и за счет генерации внутренних

напряжений в элементах контакта осуществляется плотный прижим с созданием пластического контакта. Для расчленения необходимо охлаждение.

Схематическая конструкция электрического контакта, состоящего из штекера и гнезда, представлена на рис 1.

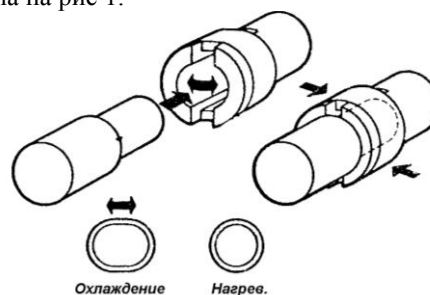


Рис.1. Конструкция электрического контакта

При охлаждении конструкции, кольцо из сплава с ЭПФ вытягивается, а при нагреве восстанавливает свои размеры. На рис. 2 представлена конструкция гнезда (1) из материала с высокой электропроводностью, которая имеет глубокий разрез и отформована таким образом, что штекер свободно устанавливается в гнездо. Позиция (2) показывает, что кольцо из сплава с ЭПФ имеет такие размеры, что после его установки гнездо сжимается до размеров меньших диаметра штекера (позиция 3).

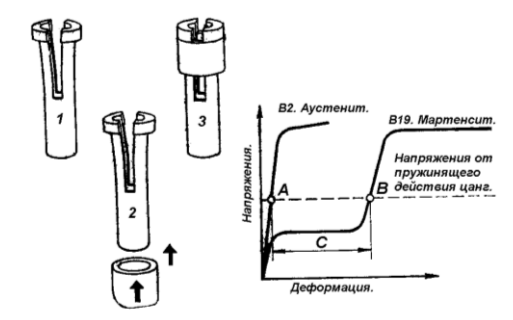


Рис.2. Конструкция гнезда, диаграммы силовых характеристик кольца из сплава Ti-Ni

На диаграмме рис.2 представлены силовые характеристики кольца из сплава системы Ti-Ni обладающего ЭПФ. [1]

Наиболее важным моментом в выборе сплава является обеспечение подходящего интервала температур фазовых превращений. Температура начала

аустенитного превращения не должна превышать нижнего порога температур эксплуатации, а температура конца мартенситного превращения должна быть не выше температуры охлаждающей среды.

Для эксплуатации изделий в интервале температур от -20 до $+250$ $^{\circ}\text{C}$, наиболее технологичным охладителем является фреон-22 с температурой кипения -40 $^{\circ}\text{C}$. В этом случае кольцо из сплава с ЭПФ должно претерпевать мартенситное превращение при охлаждении до -40 $^{\circ}\text{C}$ и под влиянием напряжений от стенок гнезда деформироваться, как это показано на рис 1. При нагреве кольцо претерпевает аустенитное превращение, восстанавливается до исходных размеров и преодолевая сопротивление стенки гнезда сжимается. Размеры стенок гнезда и кольца таковы, что обеспечивают необходимый баланс сил: при низкой температуре усилие стенок больше, чем сопротивление кольца, а при повышении температуры сила сжатия кольца выше сопротивления стенок как это представлено на диаграмме.

Развиваемое напряжение при сжатии кольца заставляет стенки гнезда прижиматься к штекеру с огромным давлением. Обычно на контактной поверхности давление превышает 700 ат. Это вызывает локальную деформацию контактируемых поверхностей, что приводит к плотному механическому контакту и приводит к «нулевому» переходному электрическому сопротивлению.

Применение высокотемпературных многожильных электропроводов с покрытием из никеля вызывает значительные трудности при пайке, т.к. смачиваемость никеля легкоплавкими припоями ограничена и не обеспечивает надежного контакта. При нагреве, узла с паяными соединениями, до температур близких к температуре плавления припоя, возникает эффект повышения переходного сопротивления и как следствие резкого повышения температуры за счет «джоулевого тепла».

Использование механической заделки проводов исключает указанные неприятности, однако требуют применения дополнительного технологического оборудования и увеличения размеров по сравнению с паяными соединениями.

Конструкции механического соединения проводов, в конструкциях, использующих сплавы с ЭПФ в качестве исполнительных устройств, позволяют обеспечивать пластический контакт, ремонтпригодность и меньшие размеры по сравнению с традиционной механической заделкой.

Соединение имеет следующие преимущества – обладают высокой надежностью, т к контакты защищены от проникновения газов, не нарушается при воздействии сильного удара или вибрации, высокопрочны, характеризуется стабильным электрическим сопротивлением и могут монтироваться в труднодоступных местах. При демонтаже, за счет охлаждения, соединения демонтируется без приложения значительных усилий.

На основании данного решения, разработаны конструкции соединений (рис. 3), как для силовых

кабелей, так и для многоштырьковых слаботочных штепсельных разъемов.

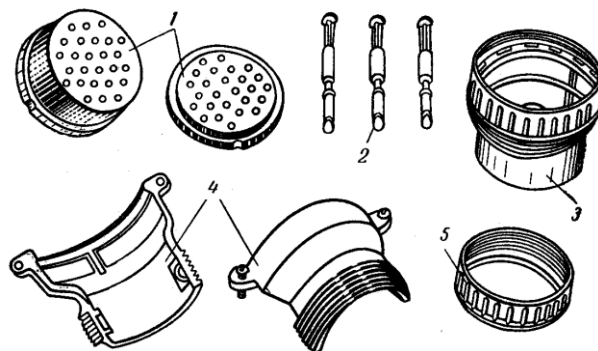


Рис.3. Основные детали и узлы цилиндрических приборных разъемов. 1 - изоляторы, 2 – контакты, 3 – корпус, 4 – патруб-бок, 5 –кабельный зажим.

На рис. 4 схематически представлена конструкция цилиндрического контакта штекера для штепсельных разъемов.

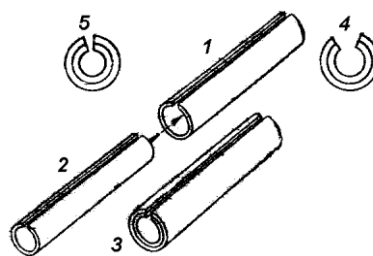


Рис. 4. Схематическое изображение контакта штекера

На рис. 4 на позиции 1 представлено конструктивное решение разрезного контакта из пружинящего (бериллиевой бронзы) материала. В неё устанавливается разрезная цилиндрическая втулка из материала с ЭПФ, которая при нагреве увеличивается в диаметре. Позиция 3 – собранное состояние; 4 – сечение в охлажденном состоянии; 5 – в условиях эксплуатации.

Если в конструкции, представленной на рис 1, деформация кольца с ЭПФ осуществляется растяжением и сжатием, а относительное перемещение не превышает 8%, то чтобы использовать более значительные перемещения, используется деформация изгиба, как это представлено на рисунке 3.

На основании комбинированной конструкции разрезного контакта изготавливаются многоштырьковые штепсельные разъемы (ШР), обладающие следующими преимуществами [2]

- разъем перед установкой охлаждается, пружинящий контакт из бронзы сжимает внутреннюю вставку до появления зазора, что позволяет осуществлять монтаж без приложения значительных усилий;
- после нагрева до температур эксплуатации, внутренняя вставка, преодолевая сопротивление пружинящего элемента, плотно прижимается к контактируемому элементу гнезду, обеспечивая плотный

электрический контакт. Каждая контактируемая пара, в силовом отношении, действует независимо от соседствующей, что обеспечивает их высокую надежность.

1. Хасьянова Д.У. Повышение надежности неразъемных соединений трубопроводов за счет использования эффекта памяти формы в муфтах термомеханических соединений. М.: Журнал «Проблемы машиностроения и надежности машин». 2019. № 1. С. 103-108.
2. Белоусов А.К. Савченко В.С. Электрические разъемные

контакты в радиоэлектронной аппаратуре. М «Энергия» 1967. 265с.

3. Силин А.А. Трение и мы. М. «Наука» Главная редакция физико-математической литературы. 1987. с.18-22.

ПОКРЫТИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ МАГНЕТРОННЫМ РАСПЫЛЕНИЕМ КРЕМНИЯ В СМЕСЯХ АЦЕТИЛЕН–АЗОТ, И ИХ ТРИБОЛОГИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ

М.М. Хрущов¹, Е.А. Марченко¹, О.С. Антонова^{1,2}, Д.А. Суляндзига^{1,3}

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия, michel_x@mail.ru

² Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва, Россия

³ Физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия

Изучали состав, микромеханические свойства и трибологическое поведение при испытаниях на фрикционную усталость в условиях тяжело нагруженного контакта покрытий, полученных магнетронным распылением кремниевых мишеней, и особенности поверхностей трения в них.

Использование кремния для легирования алмазоподобных покрытий (АПП) получило широкое распространение вследствие его способности снижать внутренние напряжения, вызывающие появление микротрещин и поврежденных участков на дорожках трения, улучшать температурную стабильность свойств, коррозионную и износостойкость [1, 2]. Наличие кремния также позволяет снизить влияние влажности среды на коэффициент трения АПП, что связывают с образованием при трении его гидроокислов [3]. С учетом этого авторами в [4] было проведено исследование легированных кремнием и сочетанием кремний-углерод алмазоподобных покрытий, полученных методом химического осаждения (PACVD) с использованием кремнийорганических газообразных прекурсоров, которое показало, что такие покрытия имели низкие антифрикционные свойства (коэффициент трения $f > 0,5$), что делало невозможным их использование в качестве трибологических покрытий узлов трения.

Поскольку ранее авторам, используя реактивное магнетронное распыление в реакционных атмосферах на основе ацетилена, уже удалось получить покрытия, легированные хромом [4] и титаном [5], углерод которых находился в

алмазоподобном состоянии и которые при трибологических испытаниях на фрикционную усталость продемонстрировали их высокую работоспособность, в настоящей работе была поставлена цель получить легированные кремнием покрытия, обладающие приемлемым уровнем трибологических характеристик, с помощью технологии реактивного магнетронного распыления.

Напылительное оборудование и технология реактивного магнетронного распыления были аналогичны использованным авторами ранее [4, 5]. В качестве рабочего газа при напылении использовали аргон; в качестве реактивной атмосферы – как чистые ацетилен с азотом, так и их смеси с 20, 40, 60 и 80 об. % азота; материалом распыляемой мишени служил кремний. При этом из числа полученных механически устойчивыми после напыления оказались только покрытия, нанесенных при 40, 80 и 100 об. % азота (другие покрытия через короткое время после извлечения из вакуумной камеры разрушились из-за высокого уровня внутренних напряжений). Характеристики пригодных для дальнейшего изучения и трибологических испытаний покрытий приведены в табл. 1. Для сравнения приводятся также данные PACVD покрытий, исследованных в [4].

Таблица 1. Состав активной атмосферы, химический состав, толщина, нанотвердость и модуль упругости покрытий, полученных магнетронным распылением кремния в смесях ацетилена и азота

№ обр.	Состав смеси, об. %		Концентрация, ат. %				Химическая формула и тип структуры (указан в скобках)	Толщина покрытий ¹⁾ , мкм	H, ГПа	E, ГПа
	C ₂ H ₂	N ₂	[Si]	[C]	[N]	[O]				
Магнетронное распыление										
1	60	40	42	51	–	7	Si _{0,42} C _{0,51} O _{0,07} (SiC)	4,0	18	190
2	20	80	88	–	–	12	Si _{0,88} O _{0,12} (Si)	2,5	28	216
3	–	100	57,5	1,5	41	–	Si _{0,58} N _{0,41} (Si ₃ N ₄)	4,4	17,6 ²⁾	304 ²⁾
Химическое осаждение из кремнийорганических прекурсоров [4]										
4	a-C:H:Si:O		14	66	2	17	Si _{0,14} C _{0,66} O _{0,17} N _{0,02}	0,5-1,0	8	70
5	a-C:H:Si:Mo:O		36	40	–	8	Si _{0,36} Mo _{0,16} C _{0,4} O _{0,08}	0,5-1,0	15,4	147

Примечания: ¹⁾ – толщина покрытий 1–3 рассчитана по привесу образцов в процессе напыления на основе плотности соответствующих кристаллических фаз;

²⁾ – в качестве оценки использовали данные [7].

Из полученных магнетронным распылением покрытий, представленных в табл. 1, только покрытие 1 имеет состав, близкий SiC, с небольшой примесью кислорода. Покрытие 2 содержит почти 90 ат. % кремния, а покрытие 3 имеет состав, близкий Si₃N₄. Избыток кремния в

нем говорит о возможной двухфазной структуре Si₃N₄ + Si.

Номерами 4 и 5 в табл. 1 обозначены покрытия a-C:H:Si:O и a-C:H:Si:Mo:O, ранее изученные в [4]. Значения нанотвердости H покрытий 1, 2, 4 и 5 были измерены на нанотвердомере ННТ (CSM International, Швейцария). Для покрытия 3 в

качестве оценки H и E были использованы значения для Si_3N_4 , полученного горячим прессованием [6]. Трибологические испытания всех покрытий проводили на одношариковом трибометре по схеме сфера-диск в паре с керамикой нитрида кремния в качестве контртела. Для оценки работоспособности покрытий

использовали методику трибологических испытаний на фрикционную усталость [7]. Данные испытаний покрытий 1–4 приведены на рис. 1 (данные для PACVD покрытия 5, дополнительного легированного молибденом, не приводятся, поскольку они оказались существенно хуже, чем у покрытия 4).

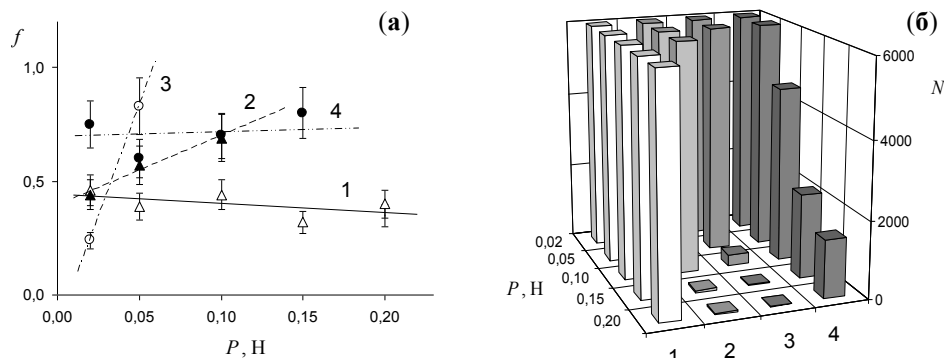


Рис. 1. Зависимости: (а) коэффициента трения f и (б) числа циклов до разрушения N от нагрузки P в процессе трибологических испытаний (нумерация образцов согласно табл. 1).

На рис. 2 приведены электронные микрофотографии, показывающие вид дорожек трения в покрытиях 1 и 3. Видно, что эти покрытия отличаются достаточно большей пористостью. В покрытии 1, как следует из рис. 2(а), значительных следов поверхностного

разрушения не наблюдается для всего диапазона используемых нагрузок ($P = 0,02-0,2$ Н). В отличие от него в покрытии 3 признаки поверхностного разрушения видны уже при минимальных нагрузках (рис. 2(в)).

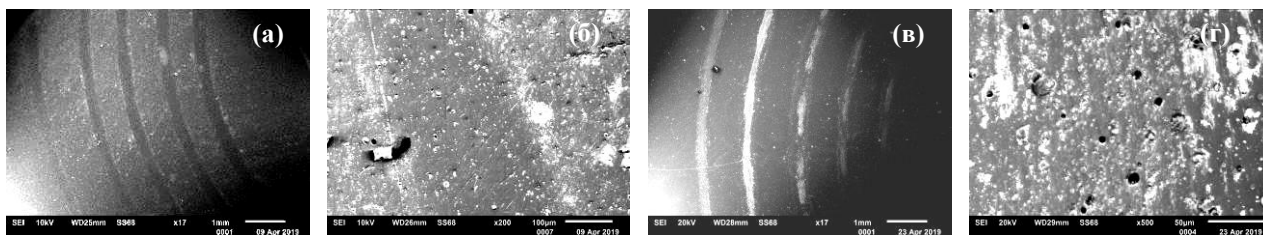


Рис. 2. Вид дорожек трения покрытий 1 (а, б) и 3 (в, г), испытанных на фрикционную усталость (от периферии к центру P возрастает с 0,02 до 0,2 Н):(а, в) – общий вид; (б, г) – дорожка трения при $P = 0,02$ Н.

Сотнеся рис. 1 и 2, можно заметить, что поведение коэффициента трения коррелирует с характером и степенью повреждений, наблюдаемых при трении. Так, в покрытии 3, начиная с при $P = 0,05$ Н, разрушение носит хрупкий характер: появляются участки, развитый рельеф которых может быть объяснен многочисленными сколами приповерхностного слоя покрытия. На отдельных участках небольшие сколы отмечаются уже при $P = 0,02$ Н (рис. 2(г)). Одновременно с началом разрушения видим резкий рост f образца 3 (рис. 1(а)). В отличие от него при трении образца 1 наблюдается преимущественно пластическая деформация поверхностного слоя (рис. 2(б)). С ростом нагрузки ширина наблюдаемых дорожек трения возрастает, что объясняется увеличением размеров пятна контакта. При этом при P более 0,1 Н отмечается размазывание материала покрытия, а размер пор, первоначально существовавших в покрытии и расположенных в средней части дорожки трения, уменьшается, и поверхность становится более гладкой. При этом часть пор, имеющих выход на поверхность, оказалась заполнена продуктами износа, имеющими тот же

состав, что и основное покрытие. Коэффициент трения покрытия 1 при росте нагрузки меняется мало, оставаясь близким 0,35, что примерно вдвое ниже, чем у образца 4. При этом покрытие 1, при испытаниях на фрикционную усталость показало высокую работоспособность во всем диапазоне нагрузок P (рис. 1(б)). Достаточно высокое значение $f \sim 0,4$, наблюдаемое при этом, по-видимому, объясняется составом покрытия, близким SiC . Это согласуется с данными по коэффициенту трения покрытий, полученных по технологии PACVD в смеси SiCl_4 -метан в работе [8]. Отметим, что минимальный коэффициент трения $f \leq 0,1$, по данным этих авторов, должен наблюдаться в покрытиях с $(15 \div 25)$ ат. % Si.

Характер типичных разрушений, наблюдавшихся при трибологических испытаниях покрытий 4 и 5, полученных методом PACVD на основе кремнийорганических прекурсоров, показан на рис. 3. Эти имеющие рентгеноаморфную структуру покрытия, обозначены в таблице 1, как а-С:H:Si:O и а-С:H:Si:Mo:O, соответственно, а присутствие в них кислорода обусловлено использованием при их синтезе кремнийорганических соединений, при

котором кислород входит в формирующуюся структуру таких покрытий [2].

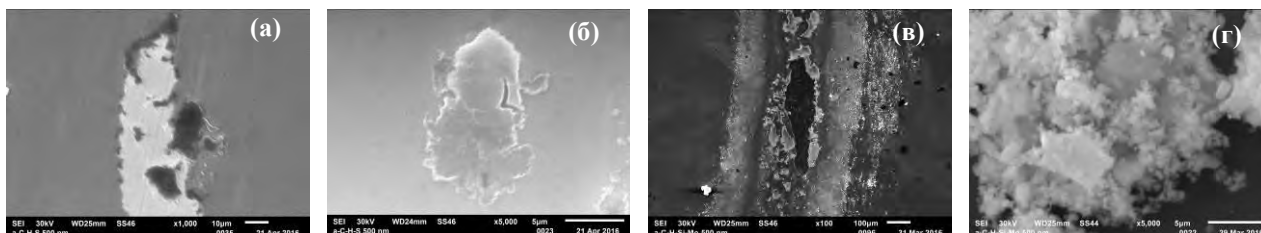


Рис. 3. Участки дорожек трения покрытий 4 (а-С:Н:Si:O) (а) и 5 (а-С:Н:Si:Mo:O) (в); вид продуктов поверхностного разрушения (частиц износа) соответствующих покрытий (б, г).

Из рис. 3 видно, что характер поверхностных разрушений при сухом трении на воздухе для покрытий, легированных только кремнием (4) и сочетанием кремний-молибден (5) существенно отличается. Для покрытия 4 (а-С:Н:Si:O), наблюдаемое отслаивание отдельных участков покрытия было связано с хрупким разрушением вдоль границы раздела покрытие-подложка, причем отслоившиеся достаточно большие участки покрытия (рис. 3(б)) были разбиты на относительно крупные фрагменты. При этом съемка в режиме отраженных электронов показала, что последующего дробления их на более мелкие фрагменты не происходило. В отличие от а-С:Н:Si:O, разрушение покрытия 5 (а-С:Н:Si:Mo:O) при трении носило, как следует из рис. 3(в), катастрофический характер, сопровождалось обнажением больших участков подложки, расположенных в средней части дорожек трения, и значительной фрагментацией частиц износа (см. рис. 3(г)). Съемка в режиме отраженных электронов при этом показала, что даже относительно крупные частицы износа, наблюдаемые во вторичных электронах, на самом деле представляют собой агломераты, состоящие из более мелких частиц. При этом, согласно [4], в продуктах износа покрытия 5 (а-С:Н:Si:Mo:O) отмечалось высокое содержание кислорода и кремния, ~50 и ~30 ат. %, соответственно, что указывало на образование гидроокислов кремния, связанное с процессами трибостимулированного окисления кремния, происходящими при механической фрагментации и дальнейшей интенсивной пластической деформации формирующихся частиц «третьего» тела в условиях трения на воздухе.

Таким образом, в результате проведенного исследования покрытий на основе кремния, полученных реактивным магнетронным распылением в смеси ацетилен-азот установлено, что трибологические свойства этих покрытий существенно выше, чем у ранее изученных авторами PACVD покрытий, легированных кремнием и кислородом. Показано, что покрытия, полученные магнетронным распылением в смеси

с содержанием азота, близком 40 об. %, обладают высоким сопротивлением фрикционной усталости в условиях тяжело нагруженного контакта. В то же время отмечается, достаточно высокий коэффициент трения полученных покрытий, ~0,35, что, по-видимому, объясняется близким эквивалентному карбиду кремния составом полученных покрытий. В этой связи проведение дальнейших исследований должно быть направлено на снижение содержания кремния в покрытиях и обеспечение приемлемого для их практического использования уровня внутренних напряжений.

Авторы благодарят РФФИ за поддержку данной работы (проект № 19-08-01011).

1. Хрушов М.М. Легированные алмазоподобные покрытия триботехнического назначения // Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В.Москвитина. М.: ЛЕНАНД. 2013. С. 78-113.
2. Meškinis Š., Tamulevičienė A. Structure, properties and applications of diamond-like nanocomposite (SiOx containing DLC) films: A review // Materials Science (Medžiagotyra). 2011. V. 17. P. 358-370.
3. Oguri K., Arai T. Tribological properties characterization of diamond-like carbon coatings with silicon prepared by plasma-assisted chemical vapor deposition // J. Surf. Coat. Technol. 1991. V. 47. P. 710-721.
4. Левин И.С., Хрушов М.М., Марченко Е.А., Авдюхина В.М. Влияние легирования на структуру и особенности трибологического поведения вакуумных алмазоподобных покрытий // Вестник Моск. ун-та. Сер. 3. Физика, астрономия. 2016. № 2. С. 46-52.
5. Khrushchov M.M., Marchenko E.A., Levin I.S. et al. Structure and tribological behavior of titanium-based coatings deposited by reactive magnetron sputtering // J. Phys.: Conf. Ser. 2019. V. 1313. 012028.
6. Gong J., Miao H., Peng Z., Qi L. Effect of peak load on the determination of hardness and Young's modulus of hot-pressed Si3N4 by nanoindentation // Mat. Sci. Eng. A. 2003. V. 354. P. 140-145.
7. Комбалов В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов // Справочник / Под ред. К.В. Фролова и Е.А. Марченко. М.: Машиностроению 2008. 384 с.
8. Oguri K., Arai T. Friction coefficient of Si-C, Ti-C and Ge-C coatings with excess carbon formed by plasma-assisted chemical vapor deposition // Thin Solid Films. 1992. V. 208. P. L58-L60.

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ЭФФЕКТЫ ПРИ ПРИРАБОТКЕ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ

И.Ю. Цуканов, О.О. Щербакова, А.М. Мезрин, И.В. Шкалей, Т.И. Муравьева

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; tsukanov@ipmnet.ru

Проведены экспериментальные исследования процесса приработки двух алюминиевых сплавов антифрикционного назначения. Результаты испытаний показали наличие различных физических процессов, происходящих при малых и значительных нагрузках. Установлен положительный эффект внешнего охлаждения при значительных нагрузках.

Введение

В текущих условиях рыночной экономики, сопровождающейся постоянной конкуренцией между фирмами-производителями давно наметилась тенденция к замене дорогостоящих материалов более экономичными. Узлы трения машин не являются исключением; активно развиваются направления, связанные с созданием новых металлических и неметаллических композиционных антифрикционных материалов. Одним из таких направлений является замена оловянно-свинцовистых бронз многокомпонентными сплавами на основе алюминия [1]. Высокие триботехнические характеристики таких сплавов в режимах как смазанного, так и сухого трения обеспечиваются эффектом выделения на поверхности детали мягкой фазы (в основном, олова и свинца) и постепенного переноса ее на поверхность контртела (как правило, стального) [2]. Несмотря на то, что в настоящее время проведено значительное количество исследований триботехнических характеристик многокомпонентных алюминиевых сплавов, процессы, происходящие в период приработки, изучены не так подробно. Исследования микрогеометрии поверхностей литейного алюминиевого сплава, содержащего 4% Cu, 6% Sn и 2% Pb показали [3], что при небольших значениях нормальной нагрузки после окончания приработки устанавливается равновесная шероховатость, не зависящая от исходного качества поверхности. При этом для относительно гладких поверхностей наблюдается адгезионный характер износа. При высоких нагрузках наблюдается интенсивный массоперенос материала сплава на контртело в зоне контакта, сопровождающийся увеличением коэффициента трения. Равновесная шероховатость при этом не устанавливается, а объемная температура образца – резко повышается. Данные факты свидетельствуют о наличии различных физико-механических процессов, происходящих при приработке многокомпонентных алюминиевых сплавов при небольших и значительных нагрузках. Как правило, эти процессы напрямую связаны с составом сплава, качеством поверхности, силовым и температурным факторами.

Цель

Исследование триботехнических характеристик многокомпонентных алюминиевых сплавов в период приработки в паре со стальным контртелом для

установления основных физических механизмов, влияющих на их прирабатываемость.

Материалы и методы

В работе проводились сравнительные триботехнические испытания антифрикционных сплавов при различных условиях сухого трения. Было исследовано два литейных алюминиевых сплава – Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb (*сплав А*) и Al-20%Sn-5%Si (*сплав В*), изготовленные в НИТУ «МИСиС». Второй сплав отличается большим содержанием мягкой структурной составляющей (олова).

Образец для испытаний представлял собой прямоугольный блок, размерами 15,7x10x6,3 мм. В качестве контртела использовался полированный цилиндрический ролик наружным диаметром 35 мм, изготовленный из закаленной стали ШХ15 (60 HRC). Параметр шероховатости рабочей поверхности контртела Ra составлял 0,4 мкм. Испытания были проведены на трибометре Т-05 (Польша) по схеме «колodka-ролик» [3] в соответствии со стандартом ASTM G 77. Скорость скольжения во всех экспериментах была одинаковой и составляла $v = 1$ м/с.

В качестве входных параметров для сравнительных испытаний были выбраны два значения внешней нагрузки – 11 и 104 Н, два вида поверхностной обработки: шлифование ($Ra = 2...2.5$ мкм) и полирование ($Ra = 0.05...0.2$ мкм) и два температурных режима – с обдувом воздухом, поступающим из компрессора и охлажденным до температуры 0 °С.

В качестве выходных параметров, непрерывно измеряемых во времени, использовались сила трения, линейное смещение, объемная температура образца. Момент окончания приработки (время приработки $t_{пр}$) фиксировали по стабилизации силы трения.

Результаты и их обсуждение

В табл. 1 приведены основные результаты испытаний для *сплава А* (6% Sn) при отсутствии внешнего охлаждения.

Данные табл. 1 показывают, что при двух значениях внешней нагрузки кратное уменьшение средней высоты шероховатости поверхности образца вызывает лишь незначительное уменьшение коэффициента трения. Внешняя температура образца не зависела от вида поверхностной обработки. С увеличением нагрузки температура образца и время

приработки увеличивались в среднем в 2 раза, а коэффициент трения уменьшался в среднем в 1.3 раза. Падение коэффициента трения можно связать с эффектом выделения мягких структурных составляющих сплава. Исходя их приведенных данных, можно также заключить, что исходная шероховатость поверхности образцов оказывает слабое влияние на трибологические характеристики.

Таблица 1. Трибологические характеристики сплава Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb при испытаниях без внешнего охлаждения

$N, Н$	$Ra_{исх}, мкм$	f	$t_{пр}, с$	$T, °C$
11	2...2.5	0,68	100	21
	0.05...0.2	0,62	125	22
104	2...2.5	0,52	250	42,5
	0.05...0.2	0,45	205	41

В табл. 2 приведены результаты для сплава А (6% Sn) при наличии внешнего охлаждения, а в табл. 3 – результаты для сплава Б (20% Sn) без внешнего охлаждения; рабочие поверхности образцов обработаны шлифованием ($Ra = 2...2.5 мкм$).

Таблица 2. Трибологические характеристики сплава Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb при испытаниях с внешним охлаждением

$N, Н$	f	$t_{пр}, с$	$T, °C$
11	0,82	120	22
104	0,48	20	33

Таблица 3. Трибологические характеристики сплава Al-20%Sn-5%Si при испытаниях без внешнего охлаждения

$N, Н$	f	$t_{пр}, с$	$T, °C$
11	0,63	60	27
104	0,53	130	60

Данные табл. 2 показывают, что при нагрузке 11 Н наличие внешнего охлаждения не изменяет объемную температуру образца в момент окончания приработки. При этом коэффициент трения повышается в 1,2 раза. Данный эффект можно объяснить тем, что при охлаждении образца понижается пластичность мягких структурных составляющих, выделяющихся на поверхности трения. При этом время приработки также увеличивается. При нагрузке 104 Н наличие охлаждения существенно снижает объемную температуру образца (в 1.3 раза). При этом наблюдается обратный эффект – небольшое снижение коэффициента трения и значительное (более чем в 10 раз) сокращение времени приработки. Этот факт можно объяснить тем, что при значительной нагрузке материал основы (алюминий) переходит в состояние пластического течения. Так как предел текучести материала основы понижается с увеличением температуры, то наличие внешнего охлаждения препятствует размягчению алюминиевой матрицы, приводящему к интенсивному массопереносу материала основы на контртело и возникновению задира. Следует отметить, что для полированных образцов наблюдается схожая картина.

Указанные предположения об эффекте охлаждения на трибологические характеристики при значительных нагрузках (104 Н) подтверждаются исследованиями поверхностей контртел после окончания приработки на АСМ (рис. 1).

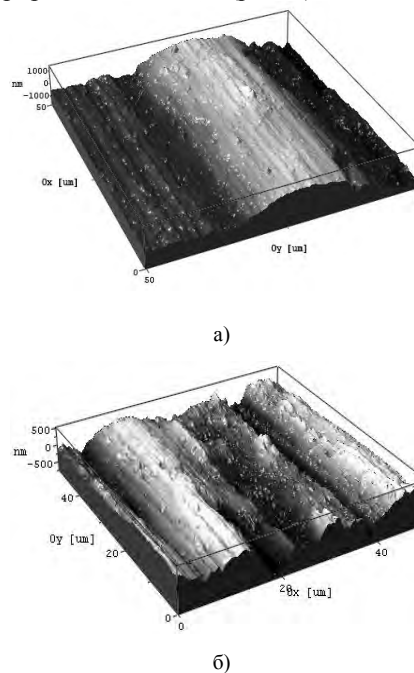


Рис. 1. Топографии участков поверхности контртел алюминиевого сплава А (6% Sn) после приработки при $N = 104 Н$: а – без охлаждения; б – с охлаждением

В процессе приработки при значительных нагрузках на ролик переносится материал сплава в виде валиков, расположенных вдоль направления трения, преимущественно состоящих из алюминия (материала основы). Этот процесс увеличивает шероховатость контртела, приводя к ухудшению условий приработки. Высота данных валиков при применении внешнего охлаждения уменьшается в среднем в 2 раза.

Испытания сплава с большим содержанием олова (сплав Б), показали, что трибологические характеристики по сравнению с базовым сплавом (сплав А) улучшились только при нагрузке $N = 11 Н$. При $N = 104 Н$ ухудшение условий приработки можно также объяснить большей пластичностью сплава данного состава [2].

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 18-38-00289 мол_а).

1. Буше Н.А. и др. Подшипники из алюминиевых сплавов. – М.: Транспорт. 1974, 256 с.
2. Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения: моногр.; под ред. А.Е. Миронова, Н.А. Белова, О.О. Столяровой. М.: Изд. Дом МИСиС, 2016. 223 с.
3. Цуканов И.Ю. и др. Влияние технологической обработки поверхности на процесс приработки антифрикционных сплавов/Сб. трудов конференции «Трибология-машиностроению». М.: ИМАШ РАН. 2018. С. 541-543.

СОЗДАНИЕ ЗАЩИТНЫХ КОЛЬЧУЖНЫХ ПОЛОТЕН

С.И.Цыганков, Е.А Памфилов, Г.А.Пилюшина

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; aleksandrcuganov@gmail.com

В предоставленной статье показана целесообразность использования кольчужного полотна как средства индивидуальной защиты. Сделан обзор различных типов кольчужных полотен, а так же рассматриваются примеры применения кольчуг в современных условиях.

Введение. С древних времен кольчуга служила средством защиты бойцов. Кольчуга-это доспех, состоящий из мелких колец диаметром, как правило, от 4 до 10мм. Доспех из продетых друг в друга металлических колец известен со времен появления железа в Европе и на Ближнем Востоке. Дальний восток узнал его только в позднем средневековье. Полный кольчужный доспех, (включающий в себя рубашку с длинными рукавами и капюшоном, чулки, рукавицы или перчатки) называется *Hauberk*, появился в 10 веке в 12 им пользовалось большинство Европейских рыцарей. Русские витязи обычно ограничивались только рубашкой, часто пренебрегая защитой рук и ног. В 14 веке популярность кольчуги начала спадать, но использовалась до конца 17 века, а в средней Азии использовалась до середины 19 в. На Руси и на Востоке в 10-14 веке поверх кольчуги надевали чешую или ламелляр. В Европе до появления бригантин поверх кольчуги иногда надевали коротенькую безрукавную кольчужку из таких же мелких колец, как и основная кольчуга *Haubergon* (Хаубергон, хаубержон, обергон), получая двухслойную кольчатую защиту.

Основное предназначение кольчуги защита владельца от рубящих и режущих повреждений и не смотря на переход от ручного к стрелковому оружию, данный тип защиты не растерял своей актуальности и в настоящее время (рис.1).

Кольчугу активно используют в реконструкциях батальных сцен, для защиты персонала при производстве и переработке изделий на предприятиях с повышенной травмоопасностью и конечно для защиты спецназа.

Материал. Средневековая кольчуга до XVI века изготавливалась, как правило, из сравнительно мягкого материала с очень низким содержанием углерода, то есть, согласно исторической терминологии, из железа. Такое железо получалось прямым восстановлением в сыродутной печи.

В исследовании Смита [1] лишь три образца содержали достаточно углерода, чтобы считаться сталью, но они не подвергались закалке после изготовления колец. Клементс [2] указывает на то, что для кольчуги мягкий металл может быть предпочтительнее, так как мягкие кольца менее хрупки под ударом. Уильямс, однако, обнаружил в кольцах следы закаливания и сообщает, что твердость стали в кольчуге XVI века превышала твердость железа в кольчуге эпохи переселения народов в семь раз [3].

Согласно Уильямсу, применялась как известная, по крайней мере с XII века цементация, так и, в кольчугах XVI века, современная закалка с образованием мартенсита [4]. Бронзовые кольца служили для отделки кольчуги (обычно по краю, хотя встречались и узоры).



Рис.1. Кольчуги в современном мире: а –реконструкция батальных сцен; б - защита персонала на мясоперерабатывающих заводах; в – защита полицейского спецназа

Вероятно, кольца изготавливались кузнецом из самодельной железной проволоки. Смит обнаружил несколько способов, которыми, по-видимому, изготавливалась проволока [1]:

- от тонкого листа металла отрезалась полоска и обтачивалась до круглого сечения. Уильямс также предполагает скручивание [2];

- полоска, отрезанная от более толстого листа, преобразовывалась в проволоку волочением.

- ковкой изготавливался тонкий стержень, который опять-таки подвергался волочению.

Методы плетения кольчужных полотен.

Кольчуги разделяются по типу плетения и по роду колец. По роду колец кольчуги бывают трех типов: клепанная, клепано-сеченная, сведенная [5]. Клепанная кольчуга состоит исключительно из колец соединённых заклепками (рис.2,а).

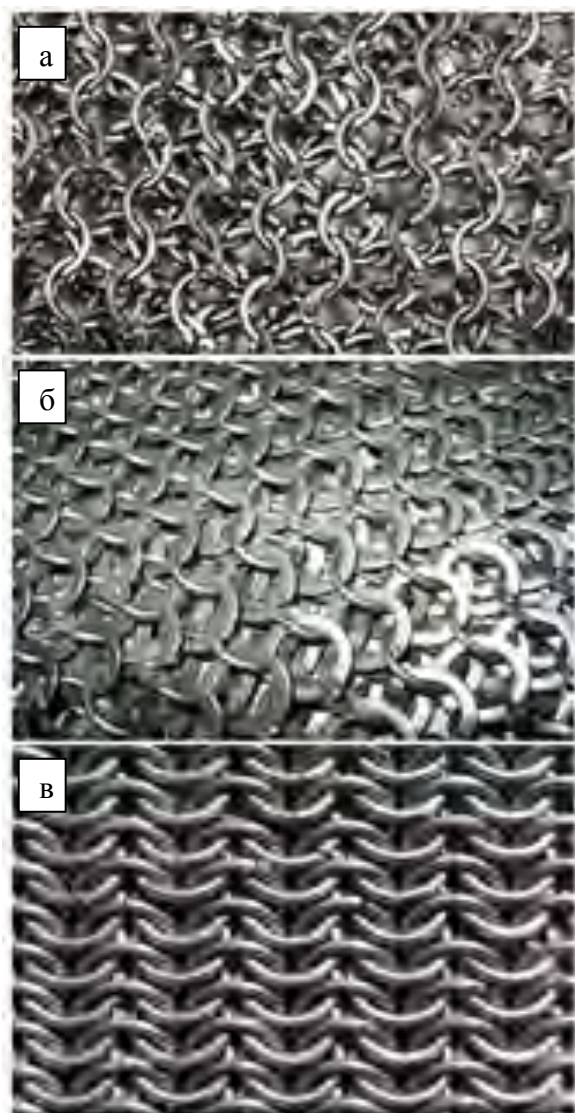


Рис. 2. Типы кольчужных полотен: а – клепанная, б - клепано-сеченная, в - сведенная

Клепано-сеченный доспех имеет в своем составе помимо клепанных колец, сеченые кольца. Сеченые кольца получают путем вырубки из стального листа цельных колец. Такая кольчуга имеет более высокие защитные характеристики по сравнению с клепанной кольчугой, проста в изготовлении и в настоящее время является самой популярной (рис.1, б) [2].

Сведенная кольчуга не имеет в своем составе ни сеченных ни клепанных колец. Ее изготавливают из цельнотянутой проволоки путем скручивания в кольцо (рис.1, в).

По типу плетения кольчуги, как правило, исполняются в трех основных методах: метод элементарных ячеек; веревочный метод; японский метод.

Метод элементарных ячеек заключается в том, что бы собирать полотно, соединяя элементарные ячейки [5]. Элементарная ячейка представляет собой четыре кольца соединенных между собой пятим (рис.3,а).

Веревочный метод. Данный метод [6] представляет собой подвешивания одного ряда колец на натянутую веревку с последующим продеванием каждого кольца второго ряда через каждые 2 кольца первого ряда (рис.3,б).

Японский метод. Данный метод заметно отличается от предыдущих тем что в нем есть как параллельные к телу кольца так и перпендикулярные. В японском плетении каждое параллельное кольцо соединяется друг с другом шестью перпендикулярными. (рис.3,в) [7].

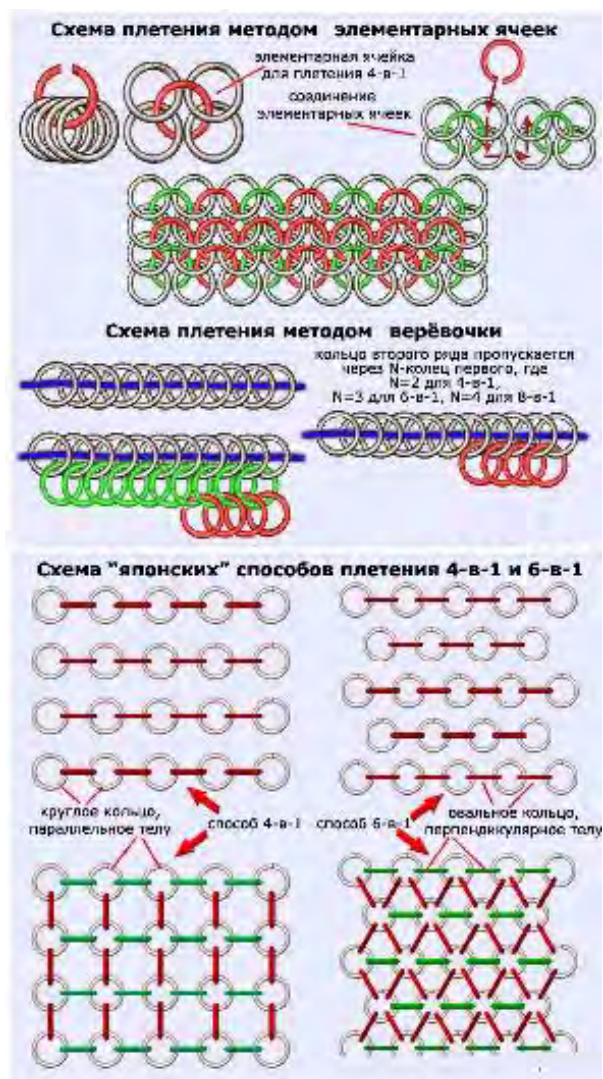


Рис. 3. Схемы плетения: а -метод элементарных ячеек; б - веревочный метод; в -японский метод

Согласно металлургическим исследованиям Смита [1], все исследованные им железные сплошные кольца были сварными, иногда изготовленными из нескольких витков проволоки. Смит отмечает, что это неудивительно: изготовление необходимых для высечки колец точных штампов далеко выходило за возможности оружейника того времени. Однако, при исследовании датских кольчуг [2] следов сварки не обнаружил, а металлургический анализ сплошных колец показал, что они были высечены из листа с помощью двух полых пробойников.

Сим указывает на исследованные им кольца [3], форма которых так же показывает, что они были высечены из листа и приводит результаты экспериментов по изготовлению высеченных колец с использованием технологий римской эпохи и специального штампа с двумя диаметрами (внешнего и внутреннего).

Заключение. Уровень защиты бойца, несомненно, зависел от типа оружия у атакующего, успехов металлургии и особенностей тактики. Результаты современных экспериментов, проведенные сотрудниками Королевской оружейной палаты [8], в которых они пытались нанести повреждения подвижному манекену, облаченному в кольчугу с поддоспешником, показали очень высокую эффективность кольчуги против всех видов оружия.

Несмотря на свою древнюю историю, кольчуга приобретает все большую популярность, как средство защиты в современном мире: кольчужные полота используются в бронежилетах и подобных изделиях. Современные технологии и разнообразие материалов предоставляют широкие возможности для конструкторов.

1. Smith, Cyril Stanley. *Methods of Making Chain Mail (14th to 18th Centuries): A Metallographic Note*// *Technology and Culture*. — 1959. — Vol. 1, no. 1. — P. 60—67.
2. Alan R. Williams. *The Manufacture of Mail in Medieval Europe: A Technical Note*// *Gladius*. — 1980. — Vol. XV. — P. 105—134.
3. David Sim. *Roman Chain-Mail: Experiments to Reproduce the Techniques of Manufacture*// *Britannia*. — 1997. — Vol. 28. — P. 359—3711.
4. Mail // Catherine Hanley. *War and Combat, 1150—1270: The Evidence from Old French Literature*. DS Brewer, 2003. С. 30.
5. Изготовление клепанной кольчуги: Режим доступа: <https://swordmaster.org/2009/04/22/izgotovlenie-klepanoj-kolchugi.html>
6. Русский кольчужный доспех. Режим доступа: <https://warspot.ru/11346-russkiy-kolchuzhnyy-dospeh>.
7. Плетение кольчуги: история, способы и покрой. Режим доступа: <https://fb.ru/article/288194/pletenie-kolchugi-istoriya-sposobyi-i-pokroy>
8. Mitchell, Piers D., Yossi Nagar, Ronnie Ellenblum. *Weapon injuries in the 12th century Crusader garrison of Vadum Iacob Castle, Galilee*// *International Journal of Osteoarchaeology*. — 2006. — Vol. 16, no. 2. — P. 145—155.

СИНТЕЗ НЕЙРОСЕТИ ДЛЯ МОДЕЛИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДВУХ РОБОТОВ ПРИ СИНХРОННОМ ВЫПОЛНЕНИИ СОВМЕСТНОЙ РАБОТЫ

В.И. Чижиков, Е.В. Курнасов

МИРЭА - Российский технологический университет, Москва, Россия; vichizhikov@gmail.com

Решается задача в нахождении таких значений управляемых параметров, которые удовлетворяют системе назначенных ограничений на обобщённые координаты и доставляют экстремальное значение функционалу для потенциальной энергии взаимодействия захватного устройства с объектом манипулирования. Успешное выполнение условия экстремальности связано с алгоритмом поиска в неизвестной зоне точек, в которых создаётся система силовых реакций в схвате и соответствующая ей потенциальная энергия. Рассматривая предмет манипулирования в захватных устройствах манипуляторов роботов как статически неопределимую систему, целевая функция строится на основе возможных рассогласований положений захватных устройств, значение которых не должно превышать допустимых, обеспечивающих неразрывность связей с предметом. Полученная оценка смещения минимизируется, кинематические параметры оптимизируемой конструкции являются входными для нейронной сети.

Целью проведённых исследований является разработка метода построения модели взаимодействия манипуляторов двух роботов с объектом манипулирования [1, 2], который совершает перемещения в соответствии с предписанной программой. Захватное устройство каждого манипулятора руки жёстко связано с объектом в определённых точках, и манипулирование предполагает изменение положения устройства как твёрдого тела, движение которого определено следующими условиями и представленными так:

- 1) условие неразрывности связи каждой руки с объектом манипулирования;
- 2) при детерминированной постановке задачи положение предмета в начале и в конце движения определено;
- 3) траектории движения точек, принадлежащих захватному устройству (устройствам) эквидистантны траектории предмета в точках касания с ним;
- 4) объект манипулирования занимает произвольное положение относительно неподвижной системы координат.

Таким образом, модель взаимодействия двух твёрдых тел, принадлежащих двум разным манипуляторам одного робота и взаимодействующих с предметом манипулирования, есть решение обратной задачи кинематики для каждого манипулятора с учётом неразрывности связи между ними. Расчётная кинематическая схема взаимодействия двух манипуляторов представлена на рис. 1.

Из решения обратной задачи кинематики имеем обобщённые координаты, являющихся управляющими функциями двух манипуляторов, принадлежащих двум роботам, которые связаны одним каналом управления. Поскольку управляющие функции получаются при условии неразрывности,

$$\vec{e}(l_1^1 + l_2^1 + l_p - L - l_3^2 - l_4^2) = 0, \quad (1)$$

в котором отсутствует информация о взаимодействии захватного устройства с предметом манипулирования, кроме геометрической рассматривается силовая

информация в системе схват - объект - схват (на рис. 1, звено l_p). Упомянутая система рассматривается как статически неопределимая, в которой рассогласование в перемещениях левого и правого манипуляторов приводит к изменению потенциальной энергии в схватах. Для плоской задачи потенциальная энергия системы в координатах объекта состоит из двух составляющих, которые фиксируют упругие смещения в осевом и тангенциальном направлениях и создавая в захватном устройстве энергию, определяемую выражением

$$E = \int \left[\frac{k_l}{2} (\partial_x^2 U_l)^2 + \frac{k_\varphi}{2} (\partial_x^2 U_\varphi)^2 - fU \right] dx \quad (2)$$

где U_l , U_φ - смещения упругих элементов в зоне контакта схвата с объектом манипулирования в осевом и тангенциальном направлениях в системе координат объекта; f - внешняя результирующая нагрузка; U - результирующее смещение; k_l , k_φ - упругие характеристики элементов, фиксирующих соответствующие смещения в зоне контакта.

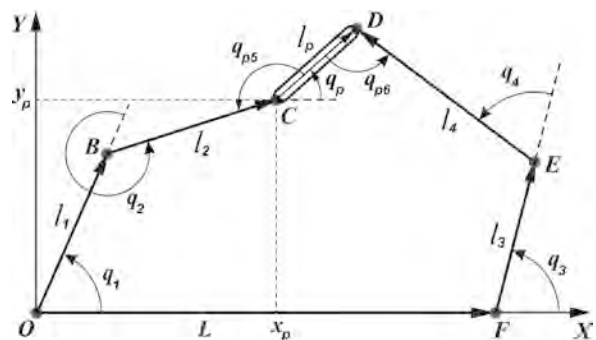


Рис. 1. Расчётная кинематическая схема взаимодействия

Внешняя нагрузка, которая приводит к возрастанию потенциальной энергии в схвате должна быть скорректирована так, чтобы её значение не превышало допустимого. Очевидно, что физической природой внешней нагрузки является сила инерции, которая парируется упругими элементами [3, 4], встроенными в измерительную систему схватов.

Рассматриваемая система является многопараметрической, в которой посредством управления обобщёнными координатами, можно добиться требуемого взаимодействия между манипуляторами роботов, при котором оптимизируется потенциальная энергия в системе схват-объект-схват, что актуально сегодня для технологических систем современного многономенклатурного производства [5-8].

Постановка задачи и этапы нейросетевой оптимизации. Имеем целевую функцию

$$E - E_0 = \delta(\bar{q}) \rightarrow \text{extr}, \quad (3)$$

$$\varphi_i(\bar{q}) \leq \alpha_i, \quad i = 1, \dots, 6. \quad (4)$$

где $\delta(\bar{q})$ – целевая функция; $\varphi_i(\bar{q})$ – функции системы ограничений; α_i – вектор управляемых (варьируемых) параметров (факторов); E – текущее значение потенциальной энергии в захватном устройстве при перемещении объекта манипулирования; E_0 – значение потенциальной в захватном устройстве при отсутствии перемещения (начало движения).

Решение оптимизационной задачи состоит в нахождении таких значений управляемых параметров, которые удовлетворяют системе ограничений (4) и доставляют экстремальное значение функционалу (3).

Успешное выполнение условия (3) связано с алгоритмом поиска в неизвестной зоне точек, в которых создаётся упомянутая выше система силовых реакций в схвате и соответствующая ей потенциальная энергия. Этот этап содержит решение изопериметрической задачи для кинематической схемы в которой сокращено число варьируемых переменных для каждого манипулятора до двух. Это достигается введением звеньев ОС и FD, тогда в математической модели каждого (левого и правого) имеем угловую и линейную координаты.

Решение изопериметрической задачи относительно управления сводится к поиску экстремума функционала:

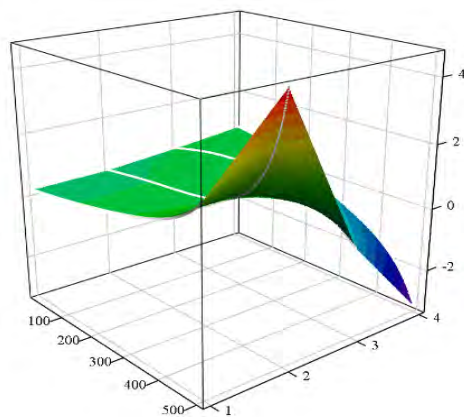
$$I = \int_{t_0}^{t_1} L dt,$$

где L – функция Лагранжа.

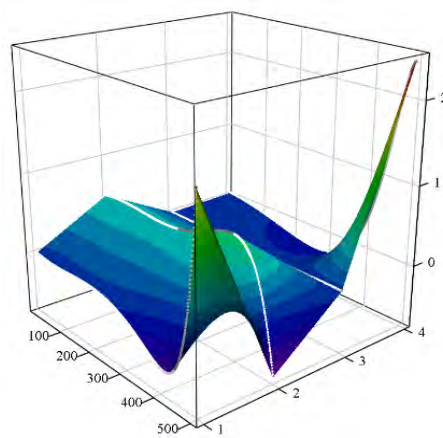
В данном случае имеем:

$$\begin{aligned} L &= \psi_0 \cdot 1 + \psi_1(x_2 - \dot{x}_1) + \psi_2 \left(\begin{matrix} u_1 + x_1 x_4^2 - \\ - \dot{x}_2 \end{matrix} \right) \rightarrow \\ &\rightarrow + \psi_3(x_4 - \dot{x}_3) + \psi_4 \left(\begin{matrix} u_2 - 2x_2 x_4 - \\ x_1 \end{matrix} \dot{x}_4 \right) \rightarrow \\ &\rightarrow -u_1^2 - u_2^2. \end{aligned}$$

На рис. 2 приведена графическая интерпретация решения задачи оптимального управления, при котором происходит подстройка обобщённых координат манипулятора под положение схвата, при котором обеспечивается экстремальное значение целевой функции. Результат получен для левого манипулятора.



а)



б)

Рис. 2. Гиперповерхности кинематических характеристик механизма манипулятора; а) и неопределённых множителей Лагранжа Ψ_i , б) в задаче оптимального управления развитием реакции на поверхности предмета

Разработка нейросетевой модели управления манипуляторами при синхронном выполнении совместной работы. Решение поставленной на данном этапе задачи предполагает использование полученных выше результатов аналитического решения для определения весовых коэффициентов входных сигналов. В частности востребованы численные значения кинематических характеристик x_i и неопределённых множителей Лагранжа Ψ_i , которые получены для принятого отрезка времени. Разработанная программа решает следующие вопросы:

- возможность загрузки исходных данных, полученных в системе для инженерных вычислений Mathcad;
- возможность отображения исходных данных в виде графика;
- расчет корреляций исходных данных, их отображение в виде графиков;
- обучение нейронной сети по полученным корреляциям.

Ниже представлена последовательность работы с главным и диалоговым окнами программы (рис. 3).

Нейронная сеть представлена в виде много-

слоя перцептрона (нейронная сеть прямого распространения), входной слой – 5 нейронов, скрытый слой – 5 нейронов, выходной слой – 1 нейрон. На вход искусственной нейронной сети подается массив корреляций из 5 элементов (для каж-

дой пары переменных, всего таких пар девять), требуется обучить нейросеть так, чтобы каждая корреляция характеризовалась своим идентификатором (от 0,1 до 0,9).

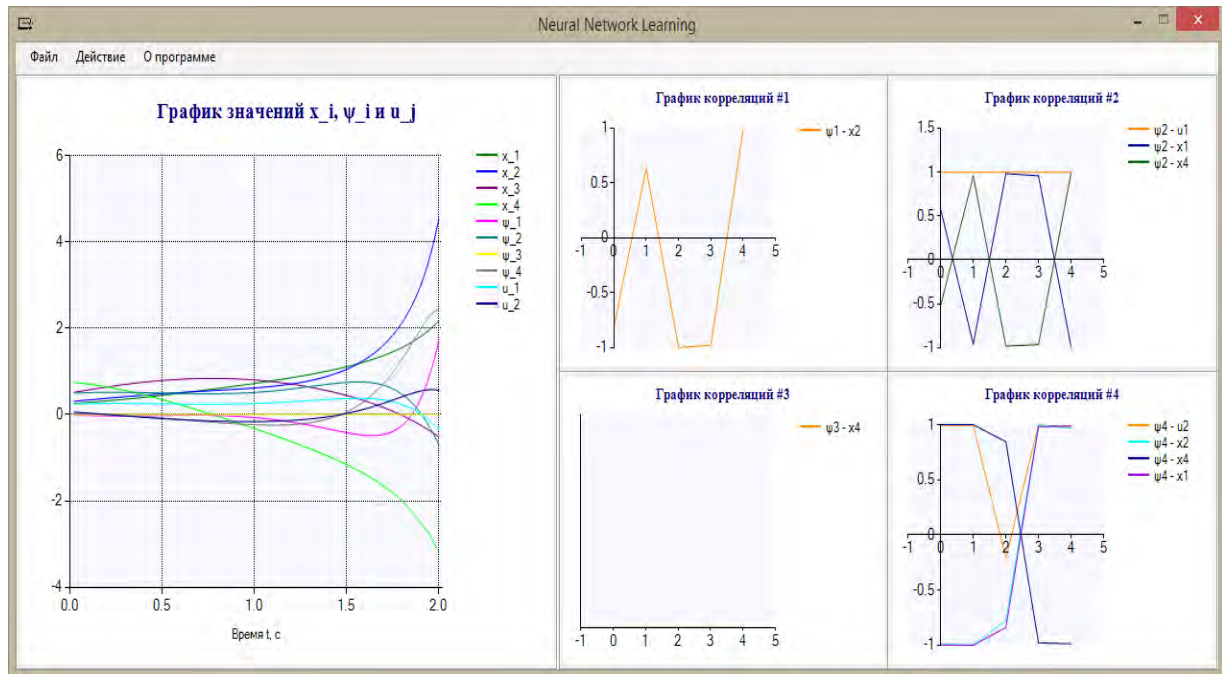


Рис. 3. Главное окно с построенными графиками корреляций x_i и Ψ_i

Выводы. Решена задача по синтезу нейросетевой модели по управлению манипуляторами роботов, совместно перемещающих объект манипулирования при выполнении синхронной работы по оптимальному силовому сценарию в захватных устройствах. Получена целевая функция на основе анализа силовой картины в захватных устройствах, ограничения на обобщённые координаты являются результатом решения обратной задачи кинематики о положении. Экстремум функционала найден на основе решения изопериметрической задачи.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 19-08-00775).

1. Воробьев Е. И., Чижиков В. И., Михеев А. В. Разработка моделей и алгоритмов управления подвижными элементами пневматического протеза кисти руки // Мехатроника, автоматизация, управление. 2014. № 10. С. 21–28.
2. Чижиков В. И. Проектирование кисти протеза с очувствлением и динамически устойчивым механизмом захвата // Вестник Московского государственного университета приборостроения и информатики. Серия: Машиностроение. 2014. № 55. С. 39–55.
3. Чижиков В.И. Управление упругим кинематическим соединением бесшарнирного манипулятора // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2013. № 7. С. 3-8.
4. Чижиков В.И. Проектирование упругого кинематического соединения бесшарнирного манипулятора для технологических операций в экранированной среде // Автоматизация и современные технологии. 2013. № 5. С. 32-40.
5. Холопов В.А., Новоселов А.В. Функциональная стратегия развития машиностроительного предприятия // Вестник университета. 2010. № 6. С. 212-217.
6. Холопов В.А., Голубцов И.Н. Классификация автоматизированных производств для определения уровня и метода их автоматизации // Ползуновский вестник. 2012. № 1-1. С. 315-317.
7. Холопов В.А., Руднева Л.Ю. Особенности автоматизированной технологии сборки специальных изделий // Фундаментальные проблемы радиоэлектронного приборостроения. 2014. Т. 14. № 4. С. 183-186.
8. Romanov A., Romanov M., Slepynina E., Kholopov V. Analysis of ros performance in terms of intelligent monitoring of discrete machinery manufacturing control systems // IEEE Student Conference on Research and Development: Inspiring Technology for Humanity, SCORED 2017 - Proceedings 15, Inspiring Technology for Humanity. 2018. С. 13-17.

ОЦЕНКА ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДЕФЕКТОВ МАТЕРИАЛА КОМПОЗИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ МЕТОДОМ ТЕПЛОВИЗИОННОГО КОНТРОЛЯ

Б.А. Чичигин¹, Д.Е. Субботин², А.М. Кокуров^{2,3}, И.Н. Одинцев³

¹ФГБОУ ВО «Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия

²ПАО «Туполев», Москва, Россия

³ФГБНУ Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; and-kokurov@yandex.ru

В статье рассматриваются практические аспекты применения метода тепловизионного неразрушающего контроля слоистых полимерных композитов. Конкретной целью работы является демонстрация возможностей обнаружения в материале и геометрической идентификации начальных дефектов типа непроклеев.

Введение

В настоящее время полимерные слоистые композиты находят широкое применение при создании элементов конструкций различных технических объектов. Возможность изготовления изделий практически любой формы с прогнозируемыми механическими и массово-габаритными показателями делает композитные материалы уникальными. Для изготовления высокопрочных элементов композитных конструкций, как правило, используются специальные листовые полуфабрикаты – препреги. В их состав входят волокнистый армирующий наполнитель и связующее. В качестве наполнителя в настоящее время широко используются углеродные волокна, а связующим является эпоксидная смола. Для формирования из препрегов изделия в целом чаще всего применяется автоклавная технология. Этот процесс является достаточно сложным и требует строгого соблюдения оптимальных технологических режимов. Их нарушение может привести к образованию различного рода начальных дефектов в структуре композита. Наличие дефектов негативно отражается на работоспособности изделия, в частности, существенно снижает его прочность.

Достаточно распространенными дефектами являются несплошности в структуре материала. Одной из причин их возникновения является наличие локальных областей на препрегах с неудаленной транспортировочной полиэтиленовой пленкой. В процессе нагревания и спекания композитного пакета на таком участке происходит расплавление как связующего (смолы), так и остатков пленки. После охлаждения материала сохраняется частичная адгезия между разделенными пленкой монослоями. Это осложняет обнаружение возможных аномалий описанного выше типа. В частности, применение известных методов контроля качества, основанных на анализе деформационных откликов исследуемого объекта на некоторое тестирующее механическое воздействие, весьма ограничено. Поэтому разработка надежного инструментария для выявления производственных дефектов в изделиях из композитов является актуальной и востребованной задачей.

В настоящей работе анализируются возможности применения метода тепловизионного неразру-

шающего контроля для решения поставленной задачи. Описанный подход основан на регистрации и анализе температурных откликов на поверхности композитной конструкции на ее малый дистанционный нагрев.

Объект исследования

Демонстрация общих закономерностей тепловизионного контроля углепластиковых слоистых композитов осуществлялась на конкретных примерах. Тестовыми объектами испытаний являлись прямоугольные пластины со специально созданными внутренними структурными аномалиями указанного выше типа. Листовые заготовки для образцов формировались на основе однонаправленного препрега Тогауса с волокном марки Т800 и связующим 2592. Композитный пакет в целом состоял из 36 монослоев толщиной 0,113 мм. Углы ориентации при их укладке составляли (в градусах): [+45, 0, -45, 90, 0, 0, 0, +45, 0, -45, 0, 0, 0, 0, +45, 90, 0, 0]s.

Моделирование дефектов в материале осуществлялось на стадии формирования пакетов путем намеренной межслоевой закладки фрагментов фторопластовой пленки (толщиной 0,12 мм). Предполагалось, что замена полиэтилена на фторопласт будет способствовать получению более консервативных результатов. Предпосылкой к такому выводу являются теплофизические свойства материалов, представленные в табл. 1.

Табл. 1. Теплофизические свойства материалов

Наименование показателя	Материал		
	Препрег	Фторопласт	Полиэтилен
Коэффициент теплопроводности, λ , [Вт/м·°С]	1,13	0,23	0,29
Удельная теплоёмкость, $c \cdot 10^{-3}$, [Дж/кг·°С]	0,74	0,92	2,09
Коэффициент термич. лин. расширения, $\alpha \cdot 10^6$, [1/°С]	-0,4	0,9	1,8

Всего было подготовлено четыре варианта образцов. Отличия между ними поясняются в табл. 2.

Табл. 2. Варианты геометрических характеристик дефектов

Образец	Форма и размер [мм]	Глубина, h [мм]
1	прямоугольник, 55×83	0,678
2	круг, ϕ 31	
3	круг, ϕ 62	
4	круг, ϕ 62	1,356

Все композитные образцы имели одинаковые габариты, но отличались формой, размерами и глубиной залегания созданных дефектов, рис. 1.

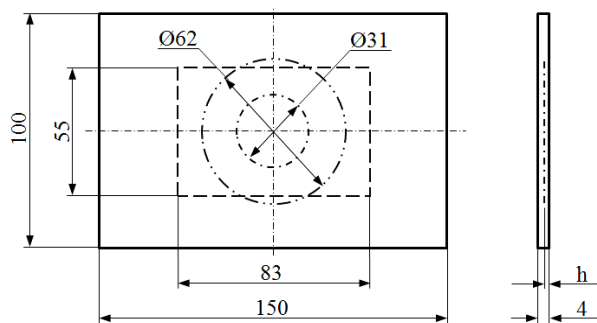


Рис. 1. Композитная пластина с обозначением искусственных дефектов

Методика и средства контроля

Тепловизионная дефектоскопия основана на принципе физической зависимости поля температур на поверхности кратковременно нагретого объекта от скорости передачи тепла вглубь материала. Если дефект оказывает заметное влияние на этот процесс, то регистрируемое распределение температур будет иметь локальную аномалию. Это вызывается тем, что теплофизические свойства неудаленной полимерной пленки заметно отличаются от свойств бездефектной структуры композита.

В принципе, по регистрируемым в эксперименте термограммам можно оценивать тип и геометрические характеристики скрытой дефектной области путем решения обратной задачи теплопроводности. Однако практическая реализация такой процедуры достаточно сложна. Степень надежности получаемых таким образом результатов может оказаться сравнительно небольшой. В особенности это относится к исследованию композитных материалов со сложной структурой. Вместе с тем, определенные выводы из наблюдаемых картин температурного поля могут быть сделаны и на основе только их качественного анализа.

Схема проведения тестовых исследований поясняется на рис. 2. Основными компонентами системы контроля являлись источник нагрева и приемник теплового излучения. Нагрев образцов осуществлялся галогенной лампой мощностью 500 Вт. Расстояние от объекта исследования до источника нагрева составляло 30 мм. Длительность термооблучения образцов Δt варьировалось в диапазоне от 1 до 5 секунд с шагом 0,5 секунды и контролировалась электронным таймером TDM SQ1506-0002. Непосредственно после завершения термического воздействия регистрировалась временная трансформация температурного поля на облученной поверхности. Для этого использовался тепловизор NEC TH9100 PWV с температурным разрешением 0,02 °C. Его удаление от объекта исследования составляло 500 мм. Видеоинформация и соответствующие измеренные показатели последовательно направлялись

в компьютер и сохранялись в его памяти. Анализ полного массива поступивших данных выполнялся в режиме апостериорной обработки. Для этого использовалась программа NEC Image processor 4.7.

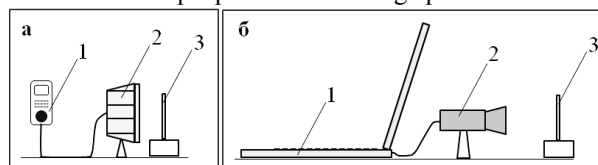
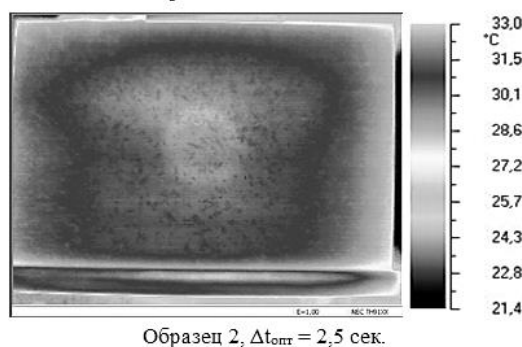
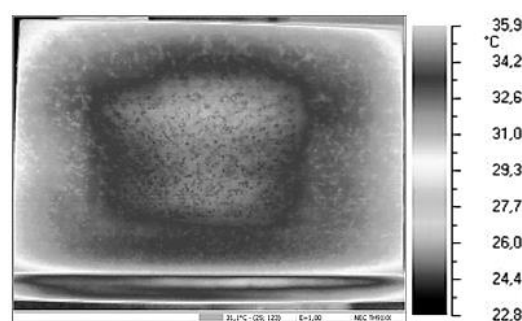


Рис. 2. Компоненты системы контроля. Схема нагрева объекта исследования (а): 1 – таймер, 2 – источник нагрева, 3 – объект исследования. Схема активного теплового контроля (б): 1 – персональный компьютер, 2 – тепловизор, 3 – объект исследования

Получение термограмм объектов исследования

В ходе испытаний была обнаружена существенная зависимость температурного контраста в зоне дефекта от длительности тестирующего нагрева Δt . При ее оптимальном значении Δt_{opt} регистрируемые термограммы позволяли уверенно обнаруживать подповерхностные дефекты структуры. По полученным термограммам определялись форма и размер дефектов. При нагреве с меньшей длительностью наблюдаемые картины имели пониженную четкость. При длительной выдержке под облучением происходил перегрев образцов. Это также препятствовало надежной идентификации аномальной области. Значения времени оптимального нагрева оказываются различными для образцов с разными параметрами дефектов. Экспериментально было получено, что для рассмотренных образцов с глубинами залегания дефектов в диапазоне 0,678 - 1,356 мм оптимальное время нагрева в зависимости от глубины залегания составляло 2,5-3,5 с. Термограммы поверхности образцов, полученные при оптимальных длительностях нагрева, демонстрируются на рис. 3.



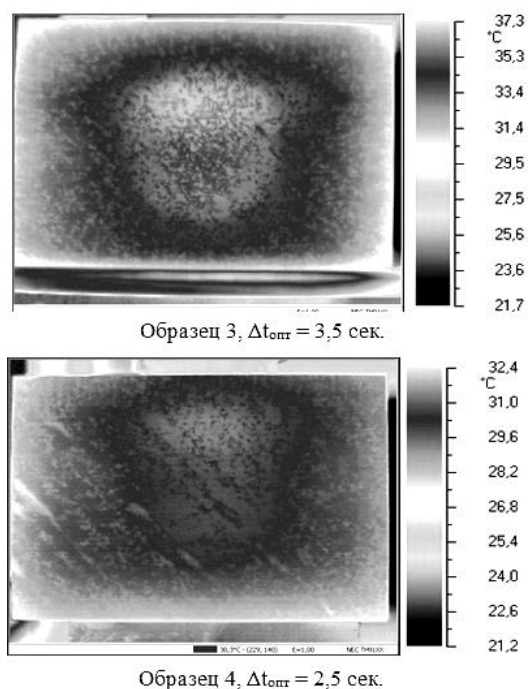


Рис. 3. Термограммы образцов и определенные оптимальные длительности нагрева

Определение размеров дефектов

Для расчета площади дефектных зон использовался автоматизированный алгоритм, реализованный в программном комплексе National Instruments Vision Assistant. Алгоритм включал следующие действия:

- процедуру выделения канала насыщенности из цветного изображения,
- проведение сглаживания изображения осредняющей маской 3×3 ,
- бинаризацию цветного изображения по адаптивному порогу.

В качестве порога выбиралось значение в области локального минимума гистограммы яркости изображения. При этом локальные максимумы являлись характерными для дефектной и бездефектной областей. Полученное бинарное изображение обрабатывалось для получения параметров дефектной области.

Наиболее точные данные были получены при расположении дефектов на глубине 0,678 мм. Сравнительно менее показательными оказались выявление и параметризация дефекта в образца с круглым дефектом $\varnothing 62$ мм с глубиной залегания 1,356 мм (со стороны нагрева). Отметим, что в данном случае для достижения приемлемых результатов требовался более длительный нагрев образца.

Заключение

Наглядно продемонстрированы возможности применения метода активного тепловизионного контроля для выявления и идентификации дефектов структуры в полимерном композитном материале. Конкретными объектами в тестовых экспериментах являлись пластины из слоистого углепластика с

искусственно созданными нерегулярностями, моделирующими фрагменты неудаленной транспортировочной пленки. Форма и характерные размеры аномальных участков достаточно точно определялись по тепловому контрасту на поверхности дистанционно нагретых образцов. Эффективность предложенного подхода определяется оптимизацией режимов тестирующего нагрева композитного пакета при различных глубинах залегания возможного дефекта рассмотренного типа.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 18-08-00372 А.

1. G. Rathnakar, P. Pal, A review on the use and application of polymer composites in automotive industries, IJRASET, 3, 4 (2015)
2. M. Arif, M. Asif, I. Ahmed, Advanced composite material for aerospace application - A review, IJEMS, 7, 2, (2017)
3. M. Toozandehjani, N. Kamarudin, Z. Dashtizadeh, E. Y. Lim, A. Gomes, C. Gomes, Conventional and advanced composites in aerospace industry: technologies revisited, AJAE, 5, 1 (2018)
4. A. K. Kaw, Mechanics of composite materials (CRC Press, Boca Raton, 2005)
5. P.K. Mallick, Fiber-reinforced composites: Materials, manufacturing, and design (CRC Press, Boca Raton, 2007)
6. S. G. Advani, E. M. Sozer, Process modeling in composites manufacturing (CRC Press, Boca Raton, 2010)
7. P. Morgan, Carbon fibers and their composites (CRC Press, Boca Raton, 2005)
8. R. A. Smith, Composite defects and their detection, Mater Sci Eng, 3, 1 (2009)
9. M.H. Hassan, A.R. Othman, S. Kamaruddin, A review on the manufacturing defects of complex-shaped laminate in aircraft composite structures, Int J Adv Manuf Techn, 91, 9-12 (2017)
10. A.R. Ganesan, Holographic and laser speckle methods in non-destructive testing, Proc. of the National Seminar & Exhibition on Non-Destructive Evaluation (2009)
11. G. Gu, K. Wang, K. Zhou, X. Xu, Accurate measurement of composite laminates deflection using digital speckle pattern interferometry, Optik, 124, 20 (2013)
12. Q. Zhao, X. Dan, F. Sun, Y. Wang, S. Wu, L. Yang, Digital shearography for NDT: Phase measurement technique and recent developments, Appl. Sci, 8, 12 (2018)
13. M. Lizaranzu, A. Lario, A. Chiminelli, I. Amenabar, Non-destructive testing of composite materials by means of active thermography - Based tools, Infrared Phys. Technol., 71, July (2015)
14. A. J. R. da Silva, Detection and characterization of defects in composite materials using thermography, Programa Doutoral em Engenharia Mecânica (2016): <https://pdfs.semanticscholar.org/4004/0968c464d2946985728764f7b457c5781f95.pdf>
15. http://www.torayca.com/en/lineup/product/pro_003_01.html

СОЗДАНИЕ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ

О.В. Чудина, Ю.М. Лужнов

Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ),
Москва, Россия; Chudina_madi@mail.ru

Предложена концепция создания высокопрочных покрытий на основе структурной теории прочности, позволяющая целенаправленно формировать структуру, способную эффективно противостоять изнашиванию и усталости. Исследовано поверхностное лазерное легирование сталей нитридообразующими элементами с последующим азотированием, показано повышение поверхностной твердости, прочности, износостойкости в 15 раз и трещиностойкости в 1, 5 раза по сравнению с исходными показателями сталей.

Введение.

Трибологические свойства деталей машин определяются с одной стороны оптимизацией конструкции узлов трения и условий их эксплуатации, с другой стороны рациональным выбором материалов и способа обработки с целью придания им высокой конструкционной прочности, обеспечивающей требуемой надежности и долговечности. Критериями надежности материалов являются ударная вязкость, вязкость разрушения (живучесть, критическое раскрытие трещины и др.), а критериями долговечности являются усталостная прочность, контактная выносливость, износостойкость, сопротивление коррозии и др. Многие детали машин работают в условиях изнашивания и знакопеременных нагрузок, при которых максимальные напряжения возникают в поверхностных слоях, где сосредоточены концентраторы напряжений. Чувствительность к ним резко снижается при создании на поверхности остаточных напряжений сжатия путем упрочнения химико-термической или другой обработкой [1]. Все характеристики конструкционной прочности структурно-чувствительны, и поэтому путь повышения эксплуатационных свойств связывают с разработкой таких упрочняющих технологий, которые привели бы к созданию оптимальных структур, обеспечивающих требуемый уровень надежности и долговечности конструкций. Формирование оптимального структурного состояния металлических материалов, обеспечивающего высокий уровень надежности и долговечности изделий, наиболее полно реализуется на основе применения принципов дислокационной теории упрочнения [2].

Анализ существующих дислокационных теорий прочности и механизмов упрочнения показал, что основными механизмами упрочнения, обеспечивающими повышение напряжения пластического течения, являются упрочнение растворенными атомами внедрения или замещения, дислокациями, границами зерен и субзерен, дисперсными частицами. Упрочнение реальных металлов определяется совокупным действием всех или некоторых из перечисленных механизмов [2]: $\sigma_T = \Sigma \sigma_i = \sigma_0 + \Delta\sigma_{m.p.} + \Delta\sigma_\delta + \Delta\sigma_z + \Delta\sigma_c + \Delta\sigma_{d,y.}$ где σ_0 - напряжение трения кристаллической решетки (сила Пайерлса-Набарро); $\Delta\sigma_{m.p.}$ -

прирост предела текучести за счет твердорастворного упрочнения; $\Delta\sigma_\delta$ - прирост предела текучести за счет дислокационного (деформационного) упрочнения; $\Delta\sigma_z$ - прирост предела текучести за счет зернограничного упрочнения; $\Delta\sigma_c$ - прирост предела текучести за счет субструктурного упрочнения; $\Delta\sigma_{d,y.}$ - прирост предела текучести за счет дисперсионного упрочнения.

Наиболее благоприятными механизмами, обеспечивающими сочетание высокой прочности с достаточным запасом пластичности, являются зернограничное упрочнение σ_z , твердорастворное упрочнение $\sigma_{m.p.}$ (если легирующие элементы измельчают зерно) и субструктурное упрочнение σ_c . Увеличение плотности неорганизованных дислокаций (σ_δ), повышая прочность, в наибольшей степени снижает вязкость разрушения. Дисперсионное упрочнение ($\sigma_{d,y.}$) эффективно повышает прочностные характеристики, при этом отрицательное влияние частиц на характеристики вязкости разрушения можно минимизировать путем регулирования параметров структуры технологическими методами.

На основе реализации тех или иных механизмов упрочнения путем целенаправленного формирования структуры можно получить требуемые характеристики конструкционной прочности для деталей, работающих в конкретных условиях эксплуатации. Используя различные технологические комбинации, можно задействовать максимальное количество упрочняющих механизмов и формировать структуру с высокими и сверхвысокими физико-механическими свойствами [3]. Основными технологическими методами реализации важнейших упрочняющих механизмов являются пластическое деформирование, в особенности с применением ультразвука, закалка на мартенсит, лазерная обработка преимущественно с оплавлением и добавлением карбидо- и нитридообразующих легирующих элементов, химико-термическая обработка, в особенности азотирование и др.. При лазерной обработке с оплавлением поверхности реализуются дислокационный, твердорастворный, зернограничный и субструктурный механизмы. Однако расчеты [4], показывают, что наибольший вклад в общий уровень упрочнения вносит дисперсионный механизм,

в особенности когерентными с матрицей частицами нитридов легирующих элементов. Такой механизм можно реализовать азотированием, если предварительно провести лазерное легирование нитридообразующими элементами. Одновременно, нагрев при азотировании до температуры 540°C снимает неблагоприятные растягивающие напряжения, возникающие на границе с основной после лазерного воздействия, приводит к полигонизации дислокаций с образованием ячеистой субструктуры и, в отличие от других видов химико-термической обработки, не приводит к деформации изделия, сохраняя структуру сердцевины без изменений.

Важным преимуществом поверхности с нитридным упрочнением является ее высокая теплостойкость (до 600°C), что актуально для изделий, работающих при повышенных температурах или в условиях изнашивания на высоких скоростях, в то время как мартенситные структуры, получаемые при традиционной термообработке (закалке и отпуске), распадаются с потерей прочности уже при 250°C.

Таким образом, комбинация двух взаимодополняющих и повышающих эффективность друг друга технологий, заключающаяся в лазерном легировании (ЛЛ) углеродистых сталей нитридообразующими элементами с последующим азотированием, позволяет задействовать максимально возможное количество упрочняющих механизмов и целенаправленно создать структуру, способную эффективно противостоять изнашиванию и усталости. Целью работы является исследование влияния лазерного легирования поверхности нитридообразующими элементами и последующего азотирования на структуру, твердость, износостойкость и трещиностойкость конструкционных сталей.

Материалы и методы.

Обработке подвергали углеродистые конструкционные стали элементами V, Cr, Mo, Al и др. с использованием лазерного излучения как в импульсном режиме с мощностью излучения 24 Дж, так и в непрерывном режиме с мощностью 1 кВт при скорости перемещения луча от 2 до 30 мм/с. Азотирование проводили в атмосфере аммиака при температуре 540...570°C в течение 3...6 часов. Испытания на износостойкость проводили на установке для исследования трибологических свойств по схеме «ролик-колодка» в условиях сухого трения с определением стабилизированного коэффициента трения. Испытания на трещиностойкость при малоцикловом нагружении проводились на установке ЗД-10, а при многоцикловом – на установке УРС-20/30000. Фрактографические исследования проводили на электронном микроскопе «Jeol-U3».

Результаты и их обсуждение.

С целью реализации максимально возможного числа упрочняющих механизмов при выборе материала матрицы, типа легирующих элементов и технологических параметров лазерного легирования и последующего азотирования необходимо, чтобы

легирующие элементы были нитридообразующими, обладали высоким сродством к азоту, увеличивали растворимость азота в феррите. С учетом этих требований в качестве легирующих элементов выбраны V, Cr, Mo и Al. Металлографическим, рентгеноструктурным и микрорентгеноспектральным анализом установлено, что при оптимальных технологических режимах в зоне лазерного легирования ванадием, хромом и алюминием формируется структура легированного феррита с чрезвычайно мелким зерном 2...5 мкм, что приводит к увеличению микротвердости примерно до 6000 МПа. При легировании молибденом в структуре возможно выделение интерметаллидных фаз, повышающих микротвердость упрочненного слоя до 11000 МПа. После азотирования при T=540°C в течение 3 часов лазернолегированной поверхности V, Cr и Mo, в упрочненном слое формируется, как правило, однофазная структура α -твердого раствора, с легированного азотом, без включений частиц нитридов. В зонах, легированных Al, образуется двухфазная структура $\alpha + \gamma'$ -фаза (Fe,Al)₄N. Такая обработка обеспечивает существенное повышение микротвердости: ЛЛ(Al) + N до 21000 МПа, ЛЛ(V) + N до 18500 МПа, ЛЛ(Cr) + N до 18000 МПа; ЛЛ(Mo)+N до 12000 МПа. Повышение твердости объясняется тем, что после азотирования дополнительно включается механизм твердорастворного упрочнения азотом. При азотировании сталей, лазернолегированных алюминием микротвердость максимальна, так как в этом случае механизм повышения прочности сочетает в себе компоненты как твердорастворного, так и дисперсионного упрочнения γ' -фазой (Fe,Al)₄N.

Увеличение продолжительности процесса азотирования до 6 часов или проведение старения приводит к выделению нитридов легирующих элементов полностью или частично когерентных с матрицей и, как следствие, к дополнительному повышению твердости. Экспериментально установлено, что максимальный уровень упрочнения достигается после старения при температуре 250°C в течение 0,5...1 ч за счет выделения дисперсных частиц оптимальной степени когерентности.

К основным триботехническим показателям относят твердость, износостойкость, антифрикционность, фрикционную теплостойкость, прирабатываемость и др., которые в значительной степени зависят от химического состава и структуры поверхностных слоев металлов [5].

В таблице 1 представлены результаты испытаний на износостойкость. Видно, что лазерное легирование всеми исследуемыми элементами уменьшает износ образцов по сравнению с нормализованной сталью 20 в 2...5 раз в зависимости от типа легирующего элемента. Наибольший износ поверхности наблюдается на образцах, легированных алюминием, а наименьший – молибденом. Это объясняется, с одной стороны, более высокой твердостью поверхности, легированной молибденом (8500 МПа), а с другой стороны, низким коэффициентом трения за

счет образующихся в зоне контакта оксидов железа, играющих роль смазки в процессе трения.

Последующее азотирование повышает износостойкость стали 20, легированной ванадием в 15 раз. Легирование алюминием дает еще более высокие триботехнические показатели, однако теплостойкость таких слоев несколько ниже, по сравнению с другими элементами. Сравнительные испытания на износ нитраллоя 38Х2МЮА, азотированного по аналогичным режимам, показали, что сталь 20 после комбинированной обработки обладает в 1,5...3 раза большей износостойкостью.

Большое влияние на трибологические свойства сталей оказывает степень заполнения поверхности упрочненными зонами. Наилучшие характеристики износостойкости на этапе приработки достигаются

при 50%-ном заполнении поверхности зонами легирования, так как при лазерной обработке формируется структура по типу Шарпи: мягкая основа – твердые включения, когда в процессе трения мягкая основа истирается и контакт трущихся поверхностей идет по вершинам твердых включений, снижая коэффициент трения. При 100%-ном упрочнении поверхности, когда зоны лазерного легирования перекрывают друг друга на 5 – 10 %, сопротивление износу выше на втором участке кривой износа при так называемом окислительном изнашивании. Полностью притертая поверхность также представляет собой чередование упрочненных и неупрочненных зон вследствие снижения твердости в зонах перекрытия, в том числе, и из-за повторного нагрева при лазерной обработке.

Таблица 1. Влияние лазерного легирования и азотирования на трибологические характеристики стали 20

Тип легирующего элемента (ЛЭ)	Твердость после ЛЛ, МПа	Твердость после ЛЛ+N, МПа	Износостойкость после ЛЛ, Δt, мг/км	Износостойкость после ЛЛ+ N, Δt, мг/км	Коэффициент трения после ЛЛ	Коэффициент трения после ЛЛ+ N
Без ЛЭ	2500	2600	30	23	0,3	0,26
Al	4000	21000	11	1,2	0,24	0,07
Cr	5800	17000	10	3,8	0,23	0,08
V	5900	18500	8	1,9	0,23	0,16
Mo	8500	11000	6	7,3	0,18	0,06

Другим важнейшим трибологическим свойством поверхности в процессе трения является усталостная прочность. В работе проводились циклические испытания в условиях многоциклового нагружения с частотой 200 Гц и в условиях малоциклового нагружения с частотой 0,1 Гц с целью определения скорости роста усталостной трещины и порогового значения коэффициента интенсивности напряжений, ниже которого трещина не развивается. При упрочнении поверхности сталей перекрывающимися лазерными «дорожками» наблюдается нестабильный рост трещины, ускорения которой чередуются с периодическим торможением. Испытания в условиях *многоциклового нагружения* образцов, подвергнутых лазерной обработке перекрывающимися «дорожками», показали некоторое снижение скорости роста усталостной трещины и увеличение порогового значения коэффициента интенсивности напряжений, ниже которого трещина не развивается по сравнению с нормализованной сталью 20. Последующее азотирование еще больше сдвигает кинетические диаграммы усталостного разрушения вправо и свидетельствует о повышении трещиностойкости стали примерно в 1,5 раза. Наилучшие результаты при многоцикловоом нагружении достигаются легированием молибденом, а при малоцикловоом - ванадием и хромом.

Фрактографическими исследованиями установлено, что в изломе сталей, упрочненных по комбинированной технологии ЛЛ+N, наблюдаются вязкие составляющие, тогда как после лазерного легирования изломы стали 20 имеют явно выраженный хрупкий характер, что обусловлено значительным вкладом дислокационного механизма в общий уровень упрочнения. При лазерном легировании и последующем

азотировании на поверхности стали формируется структура, упрочненная дисперсными частицами нитридов легирующих элементов, затрудняющая зарождение трещины и способствующая эффективному её торможению, особенно на ранней стадии роста, а вклад дислокационного механизма упрочнения существенно уменьшается.

Таким образом, на основе положений структурной теории прочности предложена технологическая комбинация, сочетающая лазерное легирование и азотирование, которая позволяет целенаправленно сформировать структуру, способную эффективно противостоять изнашиванию и усталости. Исследовано поверхностное лазерное легирование сталей нитридообразующими элементами с последующим азотированием, показано повышение поверхностной твердости, прочности, износостойкости в 15 раз и трещиностойкости в 1, 5 раза по сравнению с исходными показателями сталей.

Авторы выражают глубокую благодарность лаборатории механических свойств конструкционных материалов Института металлургии и материаловедения им. А. А. Байкова РАН, ее руководителю профессору В.Ф. Терентьеву и А.Г. Бочвару за помощь в проведении усталостных испытаний, фрактографических исследований и интерпретации полученных результатов.

1. Лахтин Ю.М., Арзамасов Б.Н. Химико-термическая обработка металлов. – М.: Металлургия, 1985. – 256 с
2. Тушинский Л.И. Теория и технология упрочнения металлических сплавов. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1990. – 306с
3. Чудина О.В. Технологические пути повышения механических свойств сталей на основе структурной теории прочности // Технология металлов. - 2003. - № 6. - С. 16-23.

4. Чудина О.В., Петрова Л.Г., Боровская Т.М. Механизмы упрочнения железа при лазерном легировании и азотировании // Металловедение и термическая обработка металлов. - 2002. - № 4. - С. 20-26.

5. Браун Э.Д., Буше Н.А., Буяновский И.А., и др.. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Под ред. А.В. Чичинадзе: Учебник для технических вузов.- М.: Центр «Наука и техника», 1995.- 778 с.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПРЕЦИЗИОННОГО ИНСТРУМЕНТА 3D ПЕЧАТЬЮ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИМПУЛСНОГО ЛАЗЕРНОГО НАГРЕВА

Н.Н. Чунихин

Российский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

Работа посвящена вопросам аддитивной технологии восстановления прецизионного инструмента 3d-печатью металлом.

Известны различные аддитивные технологии 3d-печати металлом на базе выборочного спекания или сплавления (SLS/DMLS/DMP/IMLS/SLM), которые позволяют печатать аддитивным методом различные изделия из металлов и сплавов [1].

Этим технологиям присущи недостатки основным, из которых является не высокое качество напечатанного металла, обусловленное условиями нагрева и спецификой формирования слоев из порошкообразных частиц, которые имеют развитую поверхность. Использование непрерывного лазерного излучения, являющегося мощным высококонцентрированным источником, ограничивает возможности управления циклом нагрева наносимого металла.

В условиях аддитивного восстановления штампов 3d-печатью металлом с использованием импульсного лазерного нагрева слой формируется на поверхности восстанавливаемого инструмента из единичных точечных микро наплавок. Процесс нагрева в зоне восстановления может регулироваться в широких пределах за счет цикличности подачи энергии (скважности). Благодаря этому появляется возможность управляемо изменять нагрев в зоне плавления от практически минимального значения до максимально допустимого. Это позволяет назначать оптимальные режимы плавления и, следовательно, требуемого нагрева металла, как наносимого слоя, так и восстанавливаемого инструмента. Схема процесса 3d-печати металлом с импульсным лазерным нагревом приведена на рис. 1.



Рис. 1. Схема процесса 3d-печати металлом с импульсным лазерным нагревом.

Процесс создания многослойного металла происходит в зоне плавления. Сфокусированное объективом лазерной установки излучение ОКГ формирует на поверхности восстанавливаемого инструмента точку построения, в которую устройством подачи транспортируется порошковый присадочный материал - ППМ. Частицы ППМ расплавляются и формируются плоские двумерные слои, состоящие из единичных точечных микро наплавок.

В каждой единичной микро наплавке происходят процессы структурных преобразований, связанные в первую очередь с высокоскоростной закалкой и отпуском закаленных зон.

Восстанавливаемый инструмент перемещается относительно оптической оси лазерного инструмента в соответствии с программой, которая управляет рабочим 3d столом.

Геометрия восстанавливаемой поверхности обычно имеет произвольную форму. САД-модель зоны восстановления может разрабатываться различными способами, например, методом лазерного сканирования поверхностного рельефа. Файл с цифровой 3d-моделью загружается в программу - слайсер, в которой данная 3d-модель разбивается на множество плоских двумерных слоев, из которых 3d-принтер будет складывать физический объект. Устанавливаются необходимые параметры 3d-печати. Код записывается на съемный носитель памяти, который подключается к 3d-принтеру и 3d-модель рабочей поверхности воспроизводится.

Воспроизведение происходит постепенно. По требуемой форме слой за слоем наносится металл, формируя нужную рабочую поверхность инструмента. Так происходит послойное построение области восстановления инструмента и обеспечивается ее заданная геометрия.

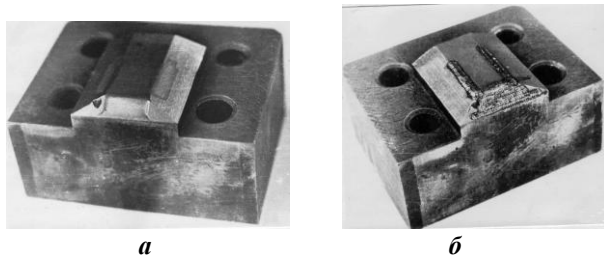
Одним из основных условий для достижения высокой точности 3d-печати является настройка определенной толщины формируемого слоя металла, величина которой зависит от энергетических и технологических параметров процесса.

Из полученных слоев формируется металл с особыми свойствами.

Выращенный многослойный металл представляет собой совокупность единичных микронаплавок, перекрытых последующими импульсами лазера, как в горизонтальной, так и в вертикальной плоскости [2].

При восстановлении инструмента в качестве источника нагрева использовали сфокусированное импульсное лазерное излучение ОКГ специализированной установки LRS-50. Восстанавливаемое изделие перемещалось относительно оптической оси лазерного луча 3-d рабочим столом. В качестве ППМ применяли порошок из углеродистой стали грануляцией 0,03-0,05мм, который транспортировался в зону построения инертным газом аргоном.

На рис. 2 представлен восстановленный пуансон гибочного штампа.



а

б

Рис. 2. Внешний вид пуансона гибочного штампа:
а - внешний вид пуансона гибочного штампа до восстановления.
б - внешний вид пуансона гибочного штампа после восстановления

На рисунке 3 приведена микроструктура многослойного металла. Дефектов в виде различных включений и трещин в многослойном металле не обнаружено. Напечатанный металл имеет слоистое строение. Переходная зона между слоями резко выражена, имеет более светлую, плохо травящуюся структуру. Средние участки, термобработанные (отпущенные) повторным воздействием лазерного излучения, имеют структуру, характерную для закаленной низкоотпущенной углеродистой стали. В верхних слоях просматриваются структуры мелкоугольчатого мартенсита и остаточного аустенита.

С целью определения механических свойств многослойного металла измеряли твердость и износостойкость. Испытания на износостойкость про-

изводили по специальной методике на интенсивность износа при сухом трении металла о металл.



x500

Рис. 3. Внешний вид поперечного сечения многослойного металла.

Результаты исследований показывают, что напечатанный металл имеет твердость HRC 61-63, структуры закалки и высокотемпературного отпуска, а также и более высокую износостойкость, по сравнению с термически обработанной углеродистой сталью (закалка в воду и отпуск при 170°C). Это является следствием того, что формирование слоев происходило в условиях высокоскоростного охлаждения, характерного для импульсного лазерного нагрева. Дефектов в виде различных включений и трещин в многослойном металле не обнаружено.

Также установлено, что воздействие на инструмент высококонцентрированного импульсного источника нагрева не приводит к изменению структуры и свойств металла гибочного штампа и гарантирует минимальное тепловое воздействие.

1. Зубков А. Технологии DMT для печати металлических изделий. Часть 1. Control Engineering, Россия, № 4 (70), Август 2017, с 52-55.

2. Технологические процессы лазерной обработки – Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н., Мисюров А.И. М.: Издательство: Издательство МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2008 г. - 664с.

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ОТВЕРЖДЕНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ЭПОКСИДНЫХ СВЯЗУЮЩИХ

Чэнь Янъян, Н.И. Худобердин, Г.В. Малышева

Московский государственный технологический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.
yangyangchen@mail.ru

Приведена методика экспериментального определения коэффициентов теплоёмкости и теплопроводности эпоксидного связующего в зависимости от степени отверждения. Приведены результаты моделирования процесса отверждения при разных скоростях нагрева для двух типов армирующих наполнителей: стеклянных и углеродных. На основании результатов моделирования проведена оптимизация режимов отверждения композитов.

Введение

Современные полимерные композиционные материалы (ПКМ) особенно композиты на основе эпоксидных связующих, широко применяются в качестве конструкционных материалов при изготовлении изделий в машиностроении, авиастроении, ракетно-космическом производстве и многих других отраслях [1,2]. При изготовлении деталей из ПКМ их качество окончательно формируется на технологической операции – отверждение. В процессе отверждения изделий из ПКМ необходимо регулировать усадку и остаточные напряжения для повышения уровня их эксплуатационных характеристик [3] на которые существенное влияние равномерность температурного поля в процессе отверждения, что особенно актуально при разработке технологий формования тонкослойных изделий. Авторы работ [4,5] приводят данные по значению температурных полей ПКМ, однако они приводят результаты оценки температурного не учитывают кинетику изменения теплофизических свойств в процессе нагрева.

Типовой технологический режим процесса отверждения приведен на рис. 1.

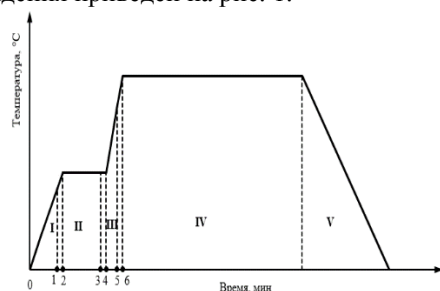


Рис. 1. Типовой режим отверждения термореактивных связующих

На участках I и III имеет место повышение температуры, на участках II IV – выдержка и на участке V – охлаждение. Время и температуры выдержки на II участке определяют, как правило, экспериментально для каждого конкретного изделия. Время и температура выдержки на IV участке полностью зависит от химической структуры используемого связующего и задается его разработчиками [3]. Как правило, скорость нагрева на участках I и III одинакова, что не корректно,

поскольку на участке I связующее находится в жидком состоянии, а на участке III в твердом.

Целью настоящего исследования является оптимизация режимов отверждения ПКМ с учетом изменения агрегатного состояния связующих в процессе их отверждения

Методики определения теплофизических свойств эпоксидных связующих

Значения теплофизических характеристик определяли экспериментально. Оценку теплоемкости проводили методом дифференциального сканирующего калориметра (ДСК) (DSC 204 F1 Phoenix). Значения коэффициентов температуропроводности и теплопроводности определяли методом лазерной вспышки (LFA 457 MicroFlash – NETZSCH). Результаты определения теплофизических свойств в зависимости от степени конверсии α в процессе их отверждения показаны в таблице 1.

Таблица 1. Теплофизические свойства в зависимости от степени конверсии связующих

Степень отверждения, %	Теплоемкость, Дж/(кг·К)	Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)
0	1973	0,08
5	1973	0,08
16	1921	0,14
28	1820	0,19
75	1406	0,22
87	1338	0,25
100	1300	0,27

При проведении данных исследований использовалась специальная оправка, обеспечивающая непрозрачность исследуемого материала для лазерного излучения [6]. Анализ полученных результатов показывает, что в процессе отверждения имеет место изменение теплоемкости (она уменьшается на 32,2% и теплопроводности (она увеличивается более чем в три раза).

Методики определения кинетических характеристик связующих

В процессе отверждения эпоксидных связующих происходит химическая реакция, сопровождаемая экзотермическим эффектом. Выделяющаяся теплота оказывает существенное

влияние на распределение температурного поля в изделии из ПКМ.

Количество теплоты H , в зависимости от скорости нагрева, определялось методом ДСК (таблице 2).

Таблица 2. Общее количество теплоты, выделяемой в процессе отверждения

Скорость нагрева, К/мин	Количество теплоты, Дж/г
0,5	213,1
1	278,2
2	291,0
3	302,5
5	320,7

Кинетическое уравнение Аррениуса для описания процесса неизотермического отверждения имеет вид:

$$\beta \frac{d\alpha}{dT} = A \cdot \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \cdot \alpha^m \cdot (1 - \alpha)^n \quad (1)$$

По кривым ДСК, уравнению Аррениуса [7] и модели Камал [8] были определены значения все параметров, входящих в уравнение (1). Полученные результаты показаны в таблице 3.

Таблица 3. Кинетические параметры используемых связующих

Энергия активации, Е, Дж/мол	61844
Предэкспоненциальный множитель А, сек ⁻¹	3,6·10 ⁴
Порядок реакции m	0,12
Порядок реакции n	0,62

Определенные теплофизические свойства в зависимости от степени отверждения связующих и их кинетические параметры будут использованы в качестве исходных данных при моделировании процесса отверждения для разных скоростей нагрева.

Моделирование процесса отверждения композитов

Для моделирования температурного поля с учетом тепловыделения связующих в процессе отверждения было использовано уравнение Фурье:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + 2\lambda_{xz} \frac{\partial^2 T}{\partial x \partial z} + \lambda_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \rho H_r \frac{d\alpha}{dt} \quad (2)$$

где ρ – плотность стеклопластика, кг/м³; C_p – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); T – абсолютная температура, К; λ_{xx} , λ_{xz} , λ_{zz} – теплопроводности анизотропного материала, Вт/(м·К); H_r – общее количество теплоты, выделяемого в процессе отверждения, Дж; α – степень отверждения, %; t – время, сек..

В данной работе проведено моделирование процесса отверждения для разных скоростей нагрева на первом и третьем участках (рис. 1).

На первом и третьем участках выбраны

скорости нагрева: 0,5, 1, 2, 3, 5 К/мин. Общее количество вариантов составило 25 (таблица 4).

Таблица 4. Варианты модерирования процесса отверждения

№ варианта		Скорость нагрева на третьем участке, К/мин				
		0,5	1	2	3	5
Скорость нагрева на первом участке, К/мин	0,5	1	2	3	4	5
	1	6	7	8	9	10
	2	11	12	13	14	15
	3	16	17	18	19	20
	5	21	22	23	24	25

Оптимизация процесса отверждения композитов

Все приведенные в табл. 4 варианты технологических режимов были исследованы методом идеальной точки [9, 10]. Наиболее приемлемой считается альтернатива, у которой расстояние от "идеальной точки"(ИТ) минимально:

$$R_{Ai} = \min \sqrt{\sum_{j=1}^N (x_{id,j} - x_{ij})^2} \quad (3)$$

где R_{Ai} – расстояние точки i -ой альтернативы от идеальной точки; N – количество критериев оценки альтернатив; $x_{id,j}$ – идеальное значение по j -ому критерию для идеального варианта; x_{ij} – значение по j -ому критерию для i -ой альтернативы.

В качестве критерии оптимизации режима отверждения использованы:

- среднее значение перепада температур в процессе отверждения T_a ;
- максимальное значение перепада температур в процессе отверждения T_{max} ;
- среднее значение перепад степени отверждения α_a ;
- максимальное значение перепад степени отверждения α_{max} ;
- Общая продолжительность процесса отверждения t .

Соответственно, в данной работе $N=5$; $i=25$. В качестве исходных данных для оптимизации использованы соответственные результаты моделирования. Варианты и значение критерии показано в таблице 5. Номер вариантов оптимизации соответственно номеру моделирования в таблице 4.

Таблица 5. Критерия оптимизации

№ варианта	Критерии оптимизации				
	T _а , К	T _{max} , К	α _а , %	α _{max} , %	t, min
1	4,2	7,1	1,1	6,2	396,7
2	4,8	9,8	1,3	5,6	332,8
3	5,5	10,7	1,7	5,7	286,0
4	5,9	18,2	1,8	11,0	287,5
5	6,4	37,1	1,9	17,6	288,3
6	7,0	14,1	2,2	12,5	273,0
7	8,2	14,2	2,7	11,7	222,2
8	8,1	14,5	2,6	11,5	188,0
9	8,6	15,5	2,5	11,4	181,0
10	9,1	17,2	2,5	11,2	185,7
11	10,7	27,6	4,0	25,0	194,2
12	13,0	27,5	4,7	23,8	156,8
13	14,0	27,5	5,1	23,6	128,2
14	14,0	27,4	5,0	23,4	124,8
15	13,7	27,4	4,4	23,1	130,8
16	13,2	40,4	5,5	35,7	156,8
17	16,2	40,2	6,2	34,4	124,5
18	17,1	40,2	6,6	34,1	109,2
19	16,7	40,2	6,1	33,9	113,8
20	16,9	40,2	5,8	33,6	115,2
21	16,2	58,0	8,4	40,9	116,2
22	18,7	57,9	8,3	40,2	102,0
23	19,3	57,9	8,0	42,5	105,1
24	20,3	57,8	7,9	46,5	105,0
25	21,3	57,8	7,7	51,6	104,8

В результате расчетов установлено, что наименьшее значение R получено для режима №14, R=4,2, при котором скорость нагрева на I участке составляет 2 К/мин, скорость нагрева на III участке составляет 3 К/мин. В этом случае продолжительность процесса отверждения является наименьшей, распределение температурного поля и степени отверждения более равномерно.

Выводы

Разработана методика определения теплоемкости и теплопроводности эпоксидных связующих в зависимости их степени конверсии в процессе отверждения.

Проведено математическое моделирование процесса отверждения для разных скоростей нагрева, определено температурное поле и распределение степени отверждения для разных вариантов процессов нагрева. В результате проведенных расчетов установлено, что оптимальным является такой режим отверждения, при котором скорость повышения температуры на I участке составляет 2 °С/мин, а на 3-ей участке 3°С/мин.

Предлагаемая методика и полученные результаты могут быть использованы при оптимизации режимов отверждения всех типов ПКМ на основе термореактивных связующих, отверждение которых проводят при повышенных температурах, что позволит сократить общую продолжительность процесса отверждения и снизить энергоемкость техпроцесса.

1. Малышева Г.В. Теоретические основы процессов формирования изделий из стекло- и углепластиков // Физика волокнистых материалов: структура, свойства, наукоемкие технологии и материалы (SMARTEX). 2017. №1 (1). С.58-60.
2. Резник С.В., Просунцов П.В., Агеева Т.Г. Оптимальное проектирование крыла суборбитального многоразового космического аппарата из гибридного полимерного композиционного материала // Вестник ФГУП НПО им. С.А. Лавочкина. 2013. №1. С. 38-43.
3. Петрова А.П., Малышева Г.В. Клеи, клеевые связующие и клеевые препреги: учебное пособие / под общ. ред. Е.Н. Каблова. – М.; ВИАМ, 2017. – 472 с.
4. Мараховский П.С., Баринов Д.Я., Павловский К.А., Алексакин В.М. Отверждение многослойных полимерных композиционных материалов. Часть 1. Математическое моделирование теплопереноса при формировании толстой плиты углепластика // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2018. №2. С.16-22.
5. Баринов Д.Я., Мараховский П.С., Куцевич К.Е., Чуцкова Е.Ю. Математическое моделирование температурных полей с учетом кинетики отверждения толстой плиты стеклопластика // Перспективные материалы. 2017. №5. С.19-28.
6. Чэнь Янян, Мараховский П.С., Малышева Г.В. Определение теплофизических свойств эпоксидных материалов в процессе их отверждения // Труды ВИАМ. 2018. №9. С.21-26.
7. Kamal M. R., Sourour S., Polymer Engineering & Science. 1973. Letters 13, P. 59-64.
8. Laidler K. J., Bunting P. S., Oxford: Clarendon Press.1973. Letters 84, P. 146-152.
9. Полукеева А В. Оптимизация состояния инновационной активности промышленного предприятия на основе метода «Идеальной точки» [J]. Экономинфо, 2017 №1-2. С. 56-59.
10. Лисецкий Ю М, Снитюк В Е. Композиционный метод формирования элементной базы корпоративной интегрированной информационной системы[J]. Математические машины и системы, 2016 №2.С.102-108.

ЗАКОН ИЗНАШИВАНИЯ КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА, АНИЗОТРОПНЫЙ ОТНОСИТЕЛЬНО НАПРАВЛЕНИЯ ТРЕНИЯ

А.Г. Шпенёв, И.А. Солдатенков

¹Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; kel-a-kris@list.ru

Рассматривается процесс изнашивания композитного материала, армированного волокнами, которые располагаются параллельно поверхности трения. Получена зависимость средней интенсивности изнашивания от угла между направлением трения (скольжения) контртела и направлением волокон. Выполнен расчет износа композита в условиях торцевого трения.

Закон изнашивания двухкомпонентного композита в случае установившегося процесса трения может быть записан в следующем виде (формула равных скоростей износа [1]):

$$I = \frac{\partial W}{\partial l} = k_m \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_0} \right)^\alpha = k_f \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_0} \right)^\alpha, \quad (1)$$

где I – скорость изнашивания композита по пути l трения (интенсивность изнашивания), W – линейный износ, k_m и k_f – коэффициенты изнашивания матрицы и включений, σ_m, σ_f – контактные давления на поверхности матрицы и включения, соответственно.

Закон (1) подразумевает отсутствие зависимости скорости изнашивания от направления трения вне зависимости от конфигурации включений. Однако, во многих реальных материалах (особенно с хрупкими включениями и матрицей) происходит не только процесс абразивного изнашивания матрицы и включений, но и процесс выкрашивания фрагментов включений (обламывания кончиков волокон в волокнистых композитах и т.д.) [2]. В соответствии с работой [3] этот процесс можно представить в виде мысленной замены части объёма включений (равной среднему объёму выкрашивающегося вещества включения) на пустоту. Тогда из формулы (1) и условия равновесия можно получить следующую систему:

$$\begin{cases} K_m \sigma_m^\alpha = K_f \sigma_f^\alpha \\ q C \sigma_f + (1-q) \sigma_m = p \end{cases}, \quad (2)$$

где p – среднее контактное давление, q – объёмная доля включений в композите, $K_{m,f} = k_{m,f} / \sigma_0^\alpha$. Коэффициент C определяет интенсивность разрушения контактной поверхности, причем C лежит в пределах от 0 (включения вообще не держат поверхностную нагрузку, являются порами) до 1 (равномерный абразивный износ без разрушения поверхности). Приблизительно коэффициент C можно представить как долю объёма включений не подверженных разрушению (а подверженных износу).

Из равенств (1), (2) получаем:

$$I = \left(q C (K_f)^{-1/\alpha} + (1-q) (K_m)^{-1/\alpha} \right)^{-\alpha} p^\alpha, \quad (3)$$

Коэффициент C – определяется множеством факторов, однако его можно приблизительно оценить по размеру частиц включений, отламывающихся в результате катастрофического износа. В большинстве случаев эта величина не зависит от направления скольжения (например, для армирующих включений в виде волокон, перпендикулярных поверхности трения [4]). Однако для композита, армированного волокнами, лежащими параллельно поверхности трения это уже может быть не так. При трении вдоль волокон происходит равномерное изнашивание, при трении в направлении перпендикулярном волокнам, остатки волокон могут выкрашиваться из матрицы. Например на рис. 1 показан микрорельеф поверхности трения углеродного композита «Термар» (производства ОАО «АК Рубин»), применяющегося в качестве материала авиационных тормозных дисков. Этот материал на основе углеродной матрицы армирован углеродным же волокном, лежащим в плоских пучках, параллельных рабочей поверхности и хаотично направленных. Из профилограммы видно, что волокна, лежат ниже уровня матрицы, то есть часть их материала выкрошилась при трении.

На рис.2 показан профиль образца из этого материала в виде кольца после фрикционных испытаний. Участки с разным углом залегания волокон относительно направления трения имеют разную высоту в результате различия коэффициента изнашивания (при производстве материала жгуты волокон оказываются под разными углами к направлению трения).

Для построения модели анизотропного изнашивания рассмотрим волокно, лежащее на поверхности трения (рис. 3). Если оно изношено более чем на половину, возможна ситуация при которой оно будет вырвано из матрицы, при встрече с неровностью шероховатого контртела. При этом усилие, необходимое для вырывания волокна тем меньше, чем меньше остаток волокна.

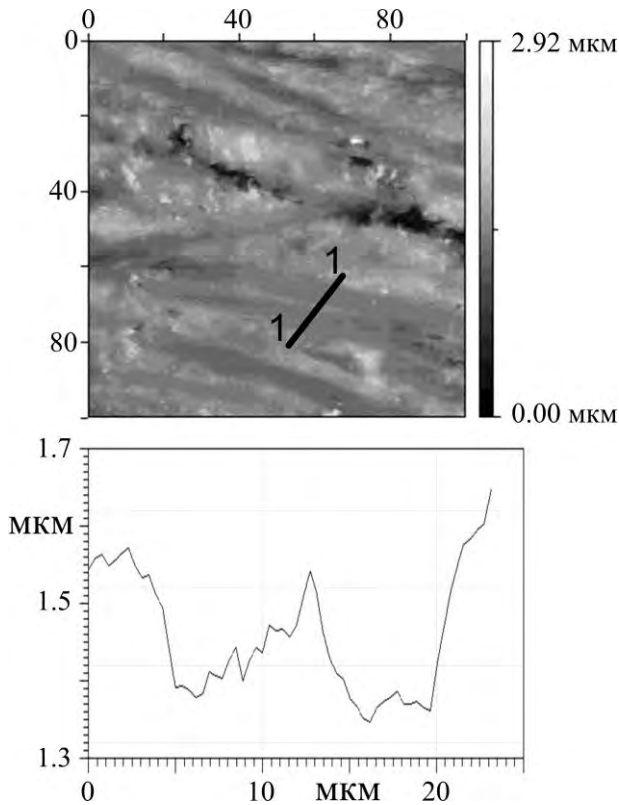


Рис. 1. Профилграмма поверхности трения вдоль отрезка 1-1 композитного материала на основе углеродных волокон и углеродной матрицы (Термар АДФ-ОС), полученная методом атомно-силовой микроскопии

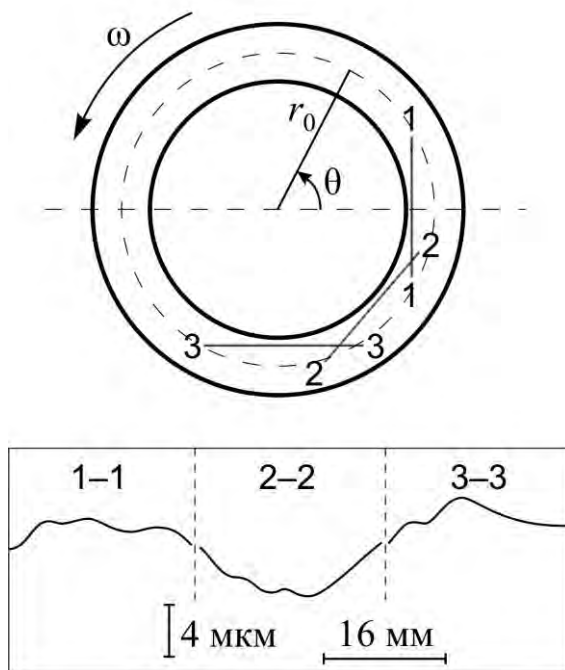


Рис. 2. Профилграмма поверхности трения кольцевого образца композитного материала (Термар АДФ-ОС по классификации ОАО «АК Рубин»), при испытаниях по схеме кольцо-кольцо. 1-1, 2-2, 3-3 – направления снятия профиля

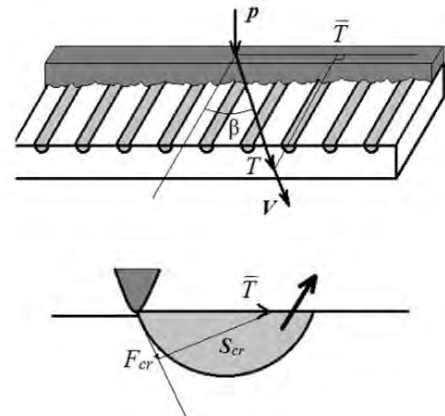


Рис. 3. Схема трения и изнашивания волокнистого композитного материала с волокнами, залегающими параллельно поверхности трения, и шероховатого контртела

В первом приближении можно предположить, что вырывание волокна происходит, когда проекция усилия, направленного перпендикулярно оси волокна, на касательную к поверхности волокна превышает критическое значение F_{cr} . Пусть среднее давление в контакте p , среднее касательное усилие T , среднее касательное усилие в направлении перпендикулярном направлению залегания волокон \bar{T} , тогда:

$$\bar{T} = T \sin|\beta| = p \mu \sin|\beta|, \quad (4)$$

где $\beta \in [-\pi/2, \pi/2]$ – угол между направлением трения и направлением залегания волокон, μ – коэффициент трения. Нам необходимо определить отношение площади сегмента волокна, в момент, когда проекция \bar{T} на касательную к поверхности волокна достигнет критического значения к полной площади сечения волокна S_{cr}/S_f . Тогда коэффициент C можно представить в виде: $C = 1 - S_{cr}/S_f$, после чего из геометрических соображений можно определить:

$$C = 1 - \frac{1}{\pi} \left(\arccos R - R \sqrt{1 - R^2} \right), \quad R = \frac{F_{cr}}{\bar{T}} = \frac{F_{cr}}{p \mu \sin|\beta|}. \quad (5)$$

Из того, что волокно может отломиться только при износе больше чем на половину своего размера, следует, что коэффициент C не меньше 0.5. Из формулы (5) следует, что коэффициент C зависит от отношения F_{cr}/\bar{T} которое должно лежать в пределах от нуля до единицы, то есть $\bar{T} \geq F_{cr}$. Если усилие в перпендикулярном оси волокна направлении, меньше критической величины ($\bar{T} < F_{cr}$), то отламывания волокна не происходит ни при каких значениях его износа и $C=1$.

Подставив (5) в (3) получим выражение для интенсивности изнашивания:

$$I = F(p, \beta) \equiv \left(\frac{p}{\psi q (K_f)^{-1/\alpha} + (1-q)(K_m)^{-1/\alpha}} \right)^\alpha, \quad (6)$$

где

$$\psi = \begin{cases} 1, & p\mu \sin|\beta| < F_{cr} \\ C, & p\mu \sin|\beta| \geq F_{cr} \end{cases}$$

На рис. 4 показана зависимость интенсивности изнашивания от контактного давления и угла между направлением трения и углом залегания волокон. Из графика видно, что направление трения влияет на интенсивности изнашивания не при всех значениях контактного давления, а только при давлениях, превышающих определённый предел (низкие контактные усилия не могут инициировать процесс разрушения поверхности композита при тернии, который чувствителен к направлению трения).

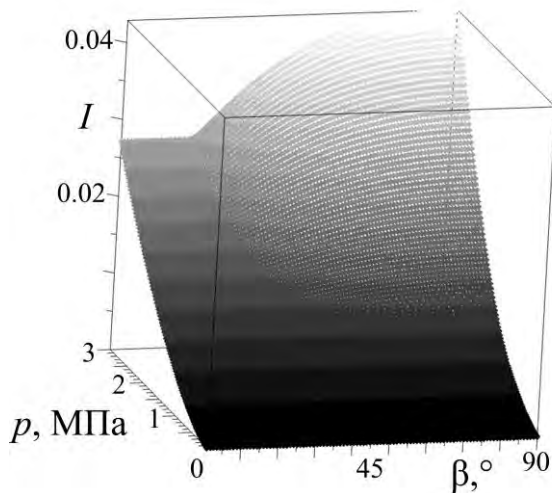


Рис. 4. Зависимость интенсивности I изнашивания от контактного давления p и угла β между направлением трения и направлением залегания волокон

Главным параметром, определяющим процесс анизотропного изнашивания является критическое усилие F_{cr} , которое носит в нашей модели феноменологический характер и определяется множеством характеристик материала, таких как прочность материалов волокна и матрицы, трещиностойкостью границы раздела волокно/матрица. Однако зная характер влияния F_{cr} на зависимость скорости изнашивания от направления трения возможно определить этот параметр в ограниченном количестве простых трибологических испытаний.

Если волокно залегает в матрице хаотично, то можно определить усредненную скорость изнашивания:

$$\bar{I} = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} F(p, \beta) \rho(\beta) d\beta,$$

где $\rho(\beta)$ - плотность вероятности угла β для вы-

бранного направления трения.

На основе алгоритма, описанного в [5], был выполнен расчет кинетики изнашивания кольцевого образца композитного материала (рис. 2). Предполагалось, что волокно имеет одинаковую ориентацию – вертикально на рис. 2. Зависимость (6) использовалась со следующими значениями параметров: $\alpha = 1.5$, $k_m = 10^{-4}$, $k_f = 10^{-6}$, $\sigma_0 = 1$ МПа, $q = 0.3$, $\mu = 0.35$, $F_{cr} = 0.25$ МПа. Внутренний и внешний диаметры образца составляли 54 мм и 76 мм, соответственно, угловая скорость вращения $\omega \approx 1.54 \cdot 10^3$ рад/с, нормальная нагрузка $P = 3$ кН.

На рис. 5 показан рассчитанный профиль изношенной поверхности образца по углу θ в сечении $r = r_0$. Подобный неоднородный характер износа качественно согласуется с экспериментальными данными (рис. 2).

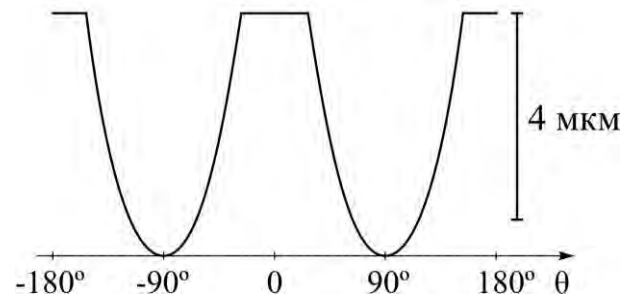


Рис. 5. Расчетный профиль изношенной поверхности образца по углу θ

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 17-58-52030). Авторы благодарят ОАО «Авиационная корпорация «Рубин» за предоставленные образцы композитных материалов, применяющихся в авиационных тормозных системах.

1. Khrushov M.M. Principles of abrasive wear // Wear. 1974. V. 28. P.69–88.
2. Yen B., Dharan C.K.H. A model for the abrasive wear of fiber-reinforced polymer composites // Wear. 1996. V. 195. P.123–127.
3. Lee G.Y., Dharan C.K.H., Ritchie R.O. A physically-based abrasive wear model for composite materials // Wear. 2002. V. 252. P.322–331.
4. Shpenev A. Model of composite wear with abrasive particles. In: Parinov I., Chang S.H., Gupta V. (Eds.) Advanced Materials. PHENMA 2017. Springer Proceedings in Physics. 2018. V.207. Cham: Springer.
5. Солдатенков И.А. Износостойкая задача с приложениями к инженерному расчету износа. М.: Физматкнига. 2010. 160 с.

МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ РЕАКЦИИ ЧЕЛОВЕКА НА ВОЗДЕЙСТВИЕ ТЕПЛОВЫХ СИГНАЛОВ РАЗЛИЧНЫХ УРОВНЕЙ И НЕБОЛЬШИХ ДЛИТЕЛЬНОСТЕЙ.

А.А. Шульженко, М.Б. Модестов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова, Москва, Россия

В работе получены экспериментальные данные, подтверждающие возможность использования тканого электронагревателя при осуществлении контактного обогрева человека, в качестве датчика теплового сигнала, создаваемого человеком в ответ на тепловое воздействие. Использовалась разработанная и запатентованная сотрудниками ИМАШ РАН методология отслеживания этого сигнала. Работа представляет интерес для широкого круга специалистов, работающих в области медицины.

Сотрудниками ИМАШ РАН разработана технология изготовления электронагревательной ткани и нагревателей на ее основе [1]. Одним из важнейших аспектов при создании изделий с ткаными электронагревателями (далее нагревателями) является возможность обеспечивать нагрев объекта, используя метод контактного обогрева, то есть осуществлять тепловое воздействие непосредственно, без дополнительных теплоносителей.

Нагрев нагревателя представляет собой нелинейную функцию температуры от времени. Будем рассматривать случай, когда измерения термопарой производятся в области нахождения нагревателя. На рис. 1 показана динамическая характеристика расположенного на столе нагревателя. Как видим на рис. 1, никаких других явлений, кроме экспоненциального роста температуры в области нагревателя не наблюдается.

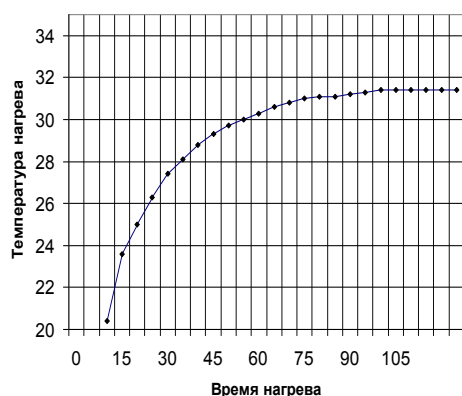


Рис. 1. Температурные изменения, происходящие на внутренней поверхности тканого электронагревателя, находящегося на столе.

Эта закономерность может значительно изменяться, при нагреве биологических объектов, в частности человека, так как человек вносит свой отклик на тепловое воздействие нагревателя.

Будем рассматривать тепловые процессы на поверхности тела человека, протекающие в течение относительно небольшого времени ~ 1 часа. Тогда можно считать, что в рассматриваемом интервале времени температура тела человека постоянна. При

более длительном тепловом воздействии, при некоторых условиях возможно изменение температуры тела человека.

Рассмотрим, как будут изменяться температуры в области нагревателя, расположенного в области поверхности тела человека:

- непосредственно на поверхности тела;
- через некоторый промежуток от тела человека.

Рассмотрим, как происходят изменения температур на нагревателе, расположенном непосредственно на теле человека (рис.2).

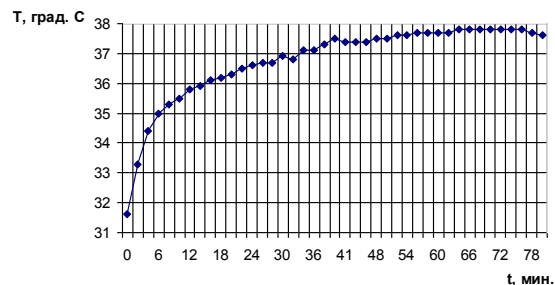


Рис.2. Температурные изменения, происходящие на поверхности нагревателя при подаче теплового сигнала на тело человека при отсутствии промежутка между телом человека и нагревателем.

Как хорошо видно из рис. 2, изменения температур при тепловом воздействии на тело человека и измерениях производящихся непосредственно на теле носят такой же характер, как и изменения температур нагревателя, расположенного на столе (рис. 1).

При подаче теплового сигнала с нагревателя на тело человека, при достижении уровня температур ~ 33°C, на поверхности тела человека выделяется пот [2]. В связи с чем, происходит изменение теплового сопротивления в промежутке между телом человека и нагревателем. Далее идет процесс испарения пота, что также приводит к изменению теплового сопротивления в промежутке [3]. Экспериментальные температурные изменения,

связанные с выделением и испарением пота, показаны на рис. 3.

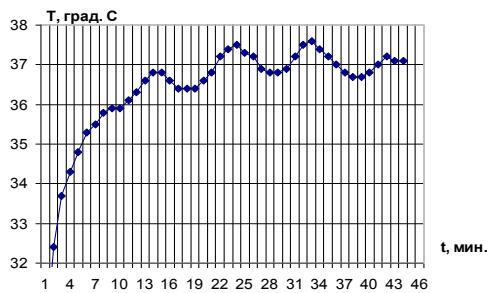


Рис. 3. Температурные изменения, происходящие на поверхности нагревателя при подаче теплового сигнала на тело человека при наличии промежутка между телом человека и нагревателем.

Теперь разделим данный промежуток на две части, и установим соответствующим образом термопары. При проведении такого опыта были зафиксированы следующие на

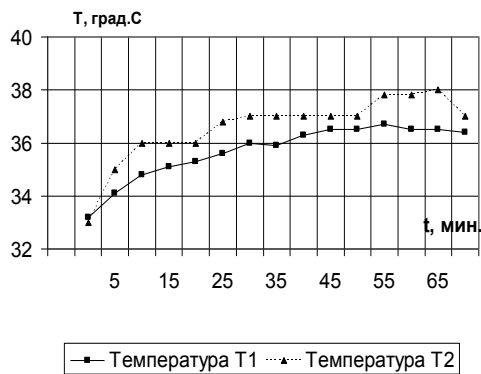


Рис. 4. График изменений температур в промежутке между телом человека и нагревателем: T1 – изменение температур между майкой и телом человека; T2 – изменение температур между рубашкой и нагревателем.

Как хорошо видно на рис. 4, чем ближе к телу устанавливаются нагреватель и термопара, тем амплитуда колебаний температур при потовыделении уменьшается. Нетрудно представить, что на большом удалении нагревателя и термопары от тела человека с ростом расстояния между телом человека и нагревателем амплитуда колебаний температур тоже будет уменьшаться. То есть имеется оптимальное расстояние между телом человека и термопарой и нагревателем, когда амплитуда колебаний будет максимальной.

Согласно [4, 5], изменение температуры в области нахождения нагревателя, и, следовательно, оптимальное расстояние для измерения реакции человека на тепловой сигнал зависит от мощности теплового воздействия, от количества выделяемого пота и т.д.

Теперь рассмотрим, как будет изменяться колебания температуры в области нагревателя при подаче сигналов различной мощности. На рис. 5

показаны температурные динамические характеристики, полученные экспериментальным путем.

На рис. 5, динамические характеристики имеют существенные отличия в зависимости от уровня.

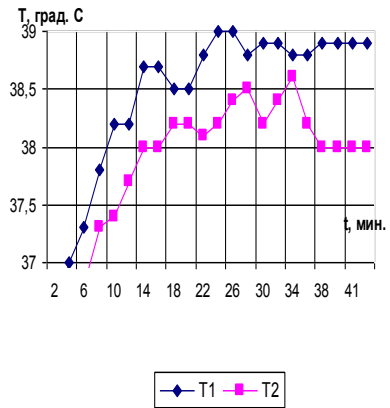


Рис. 5. Распределение температур во времени на поверхности тканого электронагревателя, одетого на человека.

В случае подачи более высоких температур (33-38°C), показанных на рис.5, кривая T1, можно видеть, что динамические характеристики имеют вид синусоидальных колебаний с уменьшающейся амплитудой. Связано это с тем, что температура, под воздействием нагревателя в области поверхности тела растет, а температура, при которой происходит выброс пота, остается той же. Поэтому, для компенсации избыточной температуры в области поверхности тела, создаваемой нагревателем, каждый следующий выброс пота будет происходить при большем количестве оставшегося пота, то есть амплитуда колебаний будет падать.

Даже при некотором снижении температуры нагревателя относительно температур, показанных на рис. 5, кривая T2, и рис. 3, происходит переход работы системы до полного высушивания, то есть наблюдается рост амплитуды температур температуры с ростом температур нагревателя.

Выводы.

Апробация метода, построенного на воздействии теплового сигнала нагревателя, расположенного непосредственно на человеке и одновременном отслеживании изменения температуры на поверхности нагревателя, показала: возможность получения реакции человека в виде динамических характеристик потовыделения при воздействии тепловых сигналов различных уровней. При этом для фиксации потовой реакции на поверхности кожи необходимо иметь промежуток между телом

человека и нагревателем (рис. 3). Оптимальный размер этого промежутка зависит от многих факторов, влияющих на температуру и его тепловое сопротивление.

Предлагаемый метод может представлять интерес для специалистов в области биологии и медицины.

1. Шульженко А.А., Корнев В.Н., Модестов М.Б. Электронагревательная ткань, нагревательный элемент на ее основе и средство соединения нагревательного элемента с источником электропитания (варианты)», патент РФ № 2145984, М., 2000, Бюллетень № 6, 24 с.
2. Шульженко А.А., Модестов М.Б., Модестов Б.М. Способ измерения реакции потовых желез человека при наличии теплового воздействия. Патент № 2578864, М., 2016, Бюллетень № 9.
3. Шульженко А.А., Модестов М.Б. Моделирование реакции человека на тепловое воздействие. Вестник научно-технического развития, 2017, № 5, с. 23-33
4. Шульженко А.А., Андрианов Н.А., Модестов М.Б. Особенности работы тепловыделяющего элемента на основе углеродной нити. М., Проблемы машиностроения и надежности машин, 2014, № 2, с. 97-103.
5. Шульженко А.А., Модестов М.Б. Математическая модель нестационарных, нелинейных тепловых процессов в системе: человек- тканый электронагреватель – внешняя среда. XVIII международный симпозиум «Динамика виброударных (сильно нелинейных) систем» DYVIS-2015. Сборник трудов. ИМАШ РАН. – 2015., с.316-322.

МОДЕРНИЗАЦИЯ ЧЕТЫРЁХШАРИКОВОЙ МАШИНЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ ПО СХЕМЕ «ШАР – ТРИ ПЛОСКОСТИ».

Ю.И.Щербаков, В.Д.Самусенко

Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Москва, Россия; shcherbakov_1949@mail.ru

Разработана конструкция оправки, позволяющая реализовать фрикционный контакт находящегося в шпинделе машины шарика с торцами трёх роликов, установленных с высокой точностью под углом $35^{\circ}30'$ к оси шпинделя установки.

Одним из наиболее эффективных методов повышения надёжности и энергосбережения смазываемых узлов трения и увеличения срока службы их деталей является нанесение на их поверхности покрытий трибологического назначения [1]. Поэтому корректной оценке функциональных характеристик таких покрытий, в том числе на стадии лабораторных испытаний, в настоящее время придаётся большое значение. Для обеспечения высокой точности и хорошей воспроизводимости результатов трибологического исследования покрытий необходимо строго выдерживать рецептуру и технологию нанесения исследуемых покрытий, а также использовать в качестве образцов, на которые наносятся эти покрытия, детали, отличающиеся однородностью структуры и состава, а также высоким качеством обработки поверхностей. Такими характеристиками обладают детали подшипников качения – шарики и ролики. К сожалению, нанесение покрытий на цилиндрическую и, тем более, сферическую поверхность при сохранении высокого качества полученного покрытия во многих случаях является достаточно сложной технологической задачей.

Компромиссным решением проблемы является используемая для исследования трибологических характеристик покрытий в Лаборатории методов смазки машин ИМАШ РАН модернизация узла трения машины КТ-2, при которой стандартный шарик, установленный в шпинделе машины, прижимается к торцам трёх стандартных роликов, на которые предварительно нанесено исследуемое покрытие. При вращении шпинделя шар вытирает на торцах роликов пятна износа. В течение этого процесса оценивается коэффициент трения. Реализуемый при этом начальный точечный контакт образцов широко применяется в мировой практике для лабораторных исследований трибологических характеристик тонких углеродных покрытий. Данная схема фрикционного контакта предусмотрена ГОСТ 23.221-84, но конструкция узла трения для её реализации не приведена. Известные на сегодняшний день варианты решения этой задачи [2] включают требования специального изготовления образцов и не предназначены для трибологического исследования покрытий.

Актуальность данной конструкции объясняется тем, что четырёхшариковая схема испытаний явля-

ется одной из наиболее распространённых, так что расширение функций этих машин, которые обычно используют только для испытаний смазочных материалов по ГОСТ 9490-75, позволит учесть влияние конкретных покрытий на смазочную способность масел и расширит возможности исследователей.

Исследование антифрикционных и противозносных характеристик тонких покрытий трибологического назначения производится на машине трения КТ-2 с модернизированным узлом трения, приведённом на рис. 1. Испытываемые образцы 1, представляющие собой ролики диаметром 5 мм и длиной 8 мм, установлены в корпусе 2, с коническим сепаратором 3, в котором под углом $35^{\circ}20 \pm 5$ к вертикальной оси проделаны три равномерно расположенных по окружности паза, в каждом из которых установлен кулачок 4. Образцы, через кольцо 5 прижимаются к внутренней плоской поверхности паза и фиксируются в этом положении. Оправка в сборе помещается в масляную чашу, после чего в чашу заливается масло, затем приводят образцы в соприкосновение с шаром 6.

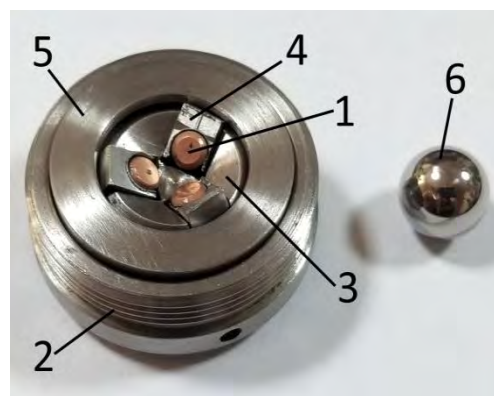


Рис.1. Модернизированный узел трения машины КТ-2: 1-образец, 2 – корпус, 3 – сепаратор, 4 – кулачок, 5 – прижимное кольцо, 6 – шарик.

Если модернизированную оправку установить на машине КТ-2, то реализация граничного режима смазки не вызывает сомнений. В принципе, при данной геометрии контакта и относительно невысоких скоростях вращения будет соблюдаться либо граничный, либо смешанный режим смазки. Такие ис-

пытания могут идти по одной из следующих программ:

1. повышение температуры узла трения от внешнего источника тепла до наступления заедания;
2. повышение нагрузки на узел трения до разрушения покрытия;
3. проведение длительных испытаний при постоянной нагрузке и начальной температуре до разрушения покрытия или потери маслом смазочной способности вследствие трибохимических превращений, либо ограничиться заданной заранее продолжительностью испытаний.

Оценка работы модернизированной установки КТ-2 проведена для определения антифрикционных свойств двух пар трения сталь-сталь и сталь-металлокерамическое покрытие. Торцы роликов полировались до $R_a=0,005-0,007$. На торцы роликов, методом газодинамического напыления наносилось металлокерамическое покрытие на основе мелкодисперсного алюминия толщиной 2,5 мкм. В качестве смазочной среды использовали полиальфаолефиновое масло ПАО-4. Осевая нагрузка на узел трения составляла 104 Н, продолжительность испытания – 60 мин.

Результаты сравнительных испытаний представлены на рис. 2, из которого видно, что покрытие практически вдвое снижает коэффициент трения. Это свидетельствует о значительном влиянии покрытий на антифрикционные свойства смазанных узлов трения. Таким образом, предложенная методика позволяет оценить эффективность смазочных

сред при трении деталей с покрытиями различного назначения.

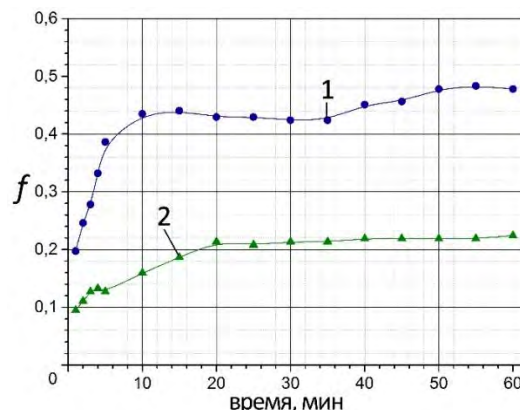


Рис. 2. Зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний шара из стали ШХ-15 по роликам: 1 – без покрытия, 2 – с металлокерамическим покрытием.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 19-08-01011).

1. Албагачиев А.Ю. Трибологические свойства эффективных покрытий деталей машин и режущего инструмента. В кн.: Перспективные методы поверхностной обработки деталей машин. – М.: ЛЕНАНД, 2019. – С. 55 – 72.
2. Комбалов В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: справочник. – М.: Машиностроение, 2008. 384с.