

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ  
ФЕДЕРАЛЬНОЕ АГЕНТСТВО НАУЧНЫХ ОРГАНИЗАЦИЙ  
РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК  
ИНСТИТУТ МАШИНОВЕДЕНИЯ ИМ. А.А. БЛАГОНРАВОВА РАН  
МОСКОВСКИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ  
ЦЕНТРАЛЬНЫЙ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ ИМ. Н.Е. ЖУКОВСКОГО (ЦАГИ)  
ФГУП «НПЦ ГАЗОТУРБОСТРОЕНИЯ „САЛЮТ“»  
МЕЖДУНАРОДНЫЙ СОЮЗ НАУЧНЫХ И ИНЖЕНЕРНЫХ ОБЩЕСТВЕННЫХ ОБЪЕДИНЕНИЙ  
АССОЦИАЦИЯ ТЕХНОЛОГОВ-МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ  
АССОЦИАЦИИ ИНЖЕНЕРОВ-ТРИБОЛОГОВ РОССИИ**

# **НАУЧНЫЕ ТРУДЫ**

**V-й Международной научной конференции  
«Фундаментальные исследования  
и инновационные технологии в  
машиностроении»**

**Москва 2017**

УДК 621.9  
ББК 34.5  
Н34

**Редакционная коллегия:**

*академик РАН Ганиев Р.Ф., д.т.н, проф. Глазунов В.А., академик РАН Сигов А.С., д.т.н., проф. Албагачиев А.Ю., д.т.н., проф. Романов А.Н., к.ф.-м.н. Хрущов М.М.*

**Н34 Научные труды V-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении».** – М. Издательский дом «Спектр», 2017. – 324 с.: ил.

ISBN 978-5-4442-0139-8

В сборник включены доклады, представленные на V Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении», проходившей с 8 по 9 ноября 2017 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. Инновационные технологии в промышленности и машиностроении
3. Трибология и нанотрибология
4. Перспективные конструкционные материалы, покрытия и наноматериалы. Технологии поверхностного упрочнения и обработки

УДК 621.9  
ББК 34.5

*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 978-5-4442-0139-8

© Федеральное государственное бюджетное учреждение науки  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова  
Российской академии наук, 2017

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>СОДЕРЖАНИЕ</b>	<b>3</b>
1. Аборкин А.В., Елкин А.И., Рябкова В.В., Стариков А.В. <b>Механический синтез объемных наноструктурированных гранулированных композитов, содержащих нанокристалли- ческий графит. Структура и микротвердость.</b> <i>ВлГУ, Владимир</i>	17
2. Аборкин А.В., Соболев А.В., Бабин Д.М., Залеснов А.И. <b>Влияние температуры консолидации на трибологические свойства объемных нанокпозиционных материалов системы Al-Mg-C.</b> <i>ВлГУ, Владимир</i>	20
3. Албагачиев А.Ю., Крюков А.И. <b>Трибологические свойства материалов для эндопротеза.</b> <i>ИМАШ РАН, МГУ, Москва</i>	23
4. Албагачиев А.Ю., Михеев А.В., Тананов М.А. <b>Сравнительное испытание смазок для работы в вакууме.</b> <i>ИМАШ РАН, Москва</i>	26
5. Албагачиев А.Ю., Смирнов Н.И., Прожега М.В., Смирнов Н.Н. <b>Исследование смазок в вакууме для прецизионных пар трения.</b> <i>ИМАШ РАН, Москва</i>	29
6. Албагачиев А.Ю., Сотников В.А. <b>Совершенствование расчета коэффициента распределения тепловых потоков при контактных взаимодействиях.</b> <i>ИМАШ РАН, Москва</i>	31
7. Алимов А.И., Евсюков С.А. <b>Моделирование эволюции микроструктуры в процессе изготовления колец из титанового сплава ВТ6.</b> <i>ИМАШ РАН, Москва</i>	33
8. Алисин В.В., Рощин М.Н., Лукьянов А.И. <b>Высокотемпературостойкие композиционные материалы нового поколения для узлов трения авиационно- космической техники.</b> <i>ИМАШ РАН, Москва</i>	36
9. Аникеева О.В. <b>Построение полной системы размерных связей при обработке заготовок на металлорежущих станках.</b> <i>ЮЗГУ, Курск</i>	39

10. Арамян А., Мартинес С., Сантос М., Зуев В.В. 42  
/ Aramyuan A., Martinez S., Santos M., Zuev V.  
**Direct conversion of light energy into electrical energy on the basis of plasma technology.**  
*ИППФ НАН РА, Армения, "Plasma's Technologies", Гвадалахара, Политехнический ун-т Сакатекаса, Мексика МТУ, Москва, Россия*
11. Архипов В.Е., Куксенова Л.И., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., 45  
Пугачев М.С., Сачек Б.Я.  
**Износ покрытий, полученных газодинамическим напылением.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
12. Афонин В.Л., Смоленцев А.Н., Бузлов Н.А. 48  
**Интеллектуальное управление в технологических комплексах финишной обработки деталей ГТД.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
13. Баутин А.А. 51  
**Мониторинг повреждений элементов авиационной конструкции с помощью анализа кинетики местного напряженно-деформированного состояния.**  
*ФГУП ЦАГИ, Жуковский, М.О.*
14. Бердник О.Б., Царева И.Н., Тарасенко Ю.П., Кириков С.В., 53  
Кривина Л.А.  
**Анализ постэксплуатационного состояния турбинных лопаток и разработка технологии продления их ресурса.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
15. Бердник О.Б., Царева И.Н., Тарасенко Ю.П., Максимов М.В. 56  
**Теплозащитные покрытия  $ZrO_2$  с улучшенными эксплуатационными свойствами.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
16. Бирюков В.П. 59  
**Влияние лазерного упрочнения на износостойкость чугунов и сталей.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
17. Бирюков В.П., Фишков А.А., Татаркин Д.Ю., Хриптович Е.В. 62  
**Повышение ресурса работы деталей машин при лазерном упрочнении профилированным и колеблющимся лучом.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
18. Бобыр М.В., Кулабухов С.А., Лунева М.Ю. 65  
**Эрганичная модель робота-сортировщика.**  
*ЮЗГУ, Курск*

19. Бобырь М.В., Нассер А.А.Х., Абдулджаббар М.А. 68  
**Устройство охлаждения для фрезерного станка с ЧПУ.**  
*ЮЗГУ, Курск*
20. Бугров Ю.Н., Лизогуб В.А. 71  
**Повышение эффективности преобразователя реактивной энергии на основе MOSFET транзисторов с автономными драйверами.**  
*МГУ, Москва*
21. Бугров Ю.Н. Лизогуб В.А. 74  
**Цифровая обработка и фильтрация сигналов на основе статистического прогнозирования в системах автоматизированного управления.**  
*МГУ, Москва*
22. Буяновский И.А., Большаков А.Н., Левченко В.А. 77  
**Влияние легирования вольфрамом и молибденом углеродных покрытий-ориентантов на их физико-механические свойства и на антифрикционные свойства модельных смазочных сред.**  
*ИМАШ РАН, МГУ, Москва*
23. Воробьев Е.И., Михеев А.В., Константинов А.Н. 80  
**Создание системы целеуказания для управления автоматизированным протезом руки.**  
*МГУ, Москва*
24. Воробьев Е.И., Моргуненко К.О. 82  
**Алгоритм управления пальцами протеза руки как обратная задача динамики.**  
*МГУ, Москва*
25. Воронин Н.А. 84  
**Моделирование диаграммы внедрения для тонких покрытий и упрочненных поверхностей трения.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
26. Воронцов А.Л., Карпов С.М., Бажанов Д.В. 87  
**Совершенствование технологии изготовления изделий прямоугольного сечения способами выдавливания.**  
*МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва*
27. Грот В.В., Руденко В.А. 88  
**Повышение релевантности при работе с БД «Конструкционные материалы».**  
*ОАО НТЦ «Промышленная безопасность», ИМАШ РАН, Москва*

28. Думанский А.М., Неповинных В.И., Русин М.Ю. 90  
**Геометрия деформации клеевого соединения при простом сдвиге.**  
*ИМАШ РАН, Москва, ОАО «ОНПП «Технология», Обнинск*
29. Ермаков Ю.М. 94  
**Машиностаз как саморегуляция механизмов и машин.**  
*МГУ, Москва*
30. Забельян Д.М., Албагачиев А.Ю., Пухальский В.А., Стефанец А.В. 97  
**Использование результатов статических испытаний для определения ломающей подачи свёрл диаметром 1,5 мм из стали Р6М5.**  
*АО НЦПП «Салют», ИМАШ РАН, МГУ, Москва*
31. Завойчинская Э.Б. 99  
**О теории поэтапного усталостного разрушения металлов при сложном напряженном состоянии.**  
*МГУ, Москва*
32. Зайнетдинов Р.И., Гадолина И.В. 102  
**Ускорение внедрения инновационных технологий на основе синергетического подхода.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
33. Зуев В.В., Преображенская Е.В. 105  
**Исследование оптимальных допусков к размерам деталей озонатора коронного разряда.**  
*МГУ, Москва*
34. Зуев В.В., Страмцова Е.С. 106  
**Технология очистки отработанного воздуха на производстве.**  
*МГУ, Москва*
35. Ибрагимов А.Р. 108  
**Методика расчета энергосиловых параметров при проектировании технологического оборудования для формообразования деталей из жаропрочных сплавов.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
36. Калинин Я.В. 111  
**Повышение энергетической эффективности цикловых механизмов.**  
*ВолгГТУ, Волгоград*

37. Карпов С.М., Франк Е.А. 114  
**Пути совершенствования технологии производства  
особоточных труб для машиностроения.**  
*МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва*
38. Карпов С.М., Захарченко А.П. 115  
**Пути повышения точности изготовления бесшовных труб  
способами волочения.**  
*МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва*
39. Краско А.С., Преображенская Е.В. 116  
**Оптимизация процесса высокоскоростного резания  
труднообрабатываемых сплавов.**  
*МГУ, Москва*
40. Кривина Л.А., Царева И.Н., Бердник О.Б., Тарасенко Ю.П. 118  
**Разработка технологии импульсной микронаплавки для  
восстановления турбинных лопаток из жаропрочных  
никелевых сплавов.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
41. Кривина Л.А., Тарасенко Ю.П. 121  
**Наноструктурированное ионно-плазменное износостойкое  
покрытие нитрида титана для повышения ресурса деталей  
плунжерных пар топливных насосов.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
42. Кривина Л.А., Царева И.Н. 123  
**Поверхностное упрочнение детали высокоскоростной пары  
трения методом частотно-импульсной имплантации.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
43. Кузьмина В.О., Солдатенко С.А. 126  
**Разработка технологического процесса синтеза эпитаксиального  
слоя  $\beta$ -SiC для полупроводниковых приборов военного  
назначения.**  
*ВУНЦ ВВС «ВВА», Воронеж*
44. Левин И.С., Хрущов М.М., Авдюхина В.М., Шергунов В.А.. 129  
**Методические особенности исследования структурно-фазового  
состояния вакуумных наноструктурированных покрытий.**  
*ИМАШ РАН, МГУ, Москва*
45. Лизогуб В.А. 133  
**Автоматизированный выбор параметров шпиндельных узлов  
на опорах качения металлорежущих станков.**  
*МГУ, Москва*

46. Лобова Т.А., Марченко Е.А. 136  
**Влияние материалов основы и контр-тела на структуру и смазочное действие покрытий из диселенидов вольфрама и молибдена.**  
*НИТУ «МИСис», ИМАШ РАН, Москва*
47. Лужнов Ю.М., Романова А.Т. 138  
**Комплекс работ, направленных на продление сроков службы колес и рельсов.**  
*АО «ВНИИЖТ», Москва*
48. Лукиенко Л.В. 140  
**Особенности проектирования крупномодульных тяжело нагруженных зубчато-реечных передач.**  
*ТулГПУ им Л.Н.Толстого, Тула*
49. Лукина (Ушакова) И.Н., Дроздова Е.И., Черногорова О.П. 143  
**Влияние температуры синтеза и размера армирующих частиц сверхупругого твердого углерода на трибологические свойства металлматричных композиционных материалов.**  
*ИМЕТ РАН, Москва*
50. Лутьянов А.В. 145  
**Параметрическая оптимизация конструкции корпусной детали при обработке в приспособлениях.**  
*МТУ, Москва*
51. Малафеев С.И., Дудулин А.Л. 147  
**Управление процессом пуска трехфазного асинхронного двигателя в условиях несимметричной электрической сети.**  
*ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва*
52. Малафеев С.И., Копейкин А.И., Малафеев С.С. 150  
**Управление режимом колебаний в мехатронной системе для испытаний механических компонентов приводов.**  
*ВлГУ, Владимир, ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва*
53. Малафеев С.И., Малафеев С.С., Гусаков М.О. 151  
**Исследование и моделирование энергетических процессов в гибридной мехатронной системе.**  
*ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва*



54. Маленко П.И., Леонов А.Ю., Релмасира К. Дж. 154  
**Моделирование методом молекулярной динамики резонансного механизма диффузии в поверхностных слоях никотрированных теплостойких сталей при трении скольжения с ресурсным смазыванием.**  
*ТулГУ, Тула*
55. Мартинес С., Иванов В.И., Сантос М., Зуев В. 157  
/ Martínez S., Ivanov V.I., Santos M., Zuev V.  
**Electric spark coating application for stamping production tools hardening.**  
*"Plasma's Technologies", Гвадалахара, Политехнический ун-т Сакатекаса, Мексика, ГосНИТИ, МГУ, Москва, Россия*
56. Маслов С.В., Кравец В.А. 161  
**Моделирование термонапряженного состояния оборудования АЭС по данным натуральных тензоизмерений.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
57. Масыгин В.Б., Оськин Д.А. 164  
**Обеспечение минимальных значений операционных припусков в технологическом процессе механической обработки на основе размерного анализа.**  
*ОмГТУ, Омск*
58. Медеяев И.А. 167  
**Обеспечение работоспособности трибологических систем.**  
*ВА РВСН им. Петра Великого, Балашиха, М.О.*
59. Минаков А.А., Плохих А.И., Шмидт А., Вальтер Ф. 170  
**Исследование усталостной долговечности в многослойных материалах на основе нержавеющей сталей.**  
*МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва*
60. Морозов С.В. 173  
**Определение зависимости сил деформирования от режимов изотермической раскатки, с применением программного комплекса QForm VX.**  
*Филиал «НИИД» АО НПЦ ГТС «Салют», ИМАШ РАН, Москва*
61. Мотова Е.А., Никитина Н.Е. 176  
**Исследование стальных стержней ультразвуковым импульсным методом.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*

62. Мышечкин А.А., Минин А.В. 177  
**Требования к технологии производства стальной проволоки для холодной высадки метизных изделий.**  
*МГУ, Москва*
63. Мышечкин А.А., Минин А.В. 179  
**Анализ технологического процесса производства дюбелей с целью повышения их качества.**  
*МГУ, Москва*
64. Новиков С.В., Смирнов А.В. 181  
**Остаточные термические напряжения в твердосплавных покрытиях, полученных по электроимпульсной технологии.**  
*МПУ, Москва*
65. Ноженков М.В. 183  
**Сверхнизкое трение защитных композиционных покрытий**  
*ЗАО «Техном-Т», Москва*
66. Одинцев И.Н., Апальков А.А., Плугатарь Т.П., Усов С.М. 184  
**Мобильный спекл-интерферометр для исследования напряженного состояния в элементах натуральных конструкций.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
67. Памфилов Е.А., Буглаев А.М. 185  
**Совершенствование метода алмазного выглаживания для упрочнения деталей машин и инструментов.**  
*БГТУ, Брянск*
68. Памфилов Е.А., Пыриков П.Г., Пилюшина Г.А. 188  
**От технологического обеспечения качества к реновации машин.**  
*БГТУ, Брянск*
69. Памфилов Е.А., Шевелева Е.В., Пилюшина Г.А. 191  
**Композиционные антифрикционные материалы узлов скольжения технологического оборудования.**  
*БГИТУ, БГТУ, Брянск*
70. Панайоти В.А. 194  
**Исследование влияния ТСМ на глубину упрочнения быстрорежущей стали эльборовыми кругами различной твердости**  
*МГУ, Москва*
71. Пановко М.Я. 196  
**Распределения давления и толщины смазочной плёнки в упругогидродинамическом контакте ролика.**  
*ИМАШ РАН, Москва*

72. Петров Л.М., Григорович К.В., Иванчук С.Б., Зеленков В.В., Спрыгин Г.С., Смирнова А.Н., Гусева С.С. 199  
**Структурная стабильность осаждаемых покрытий – критерий их эксплуатационной работоспособности.**  
*ОАО НИАТ, Москва*
73. Петров Л.М., Григорович К.В., Зеленков В.В., Иванчук С.Б., Спрыгин Г.С., Семенов В.Д. 201  
**Инновационные конструктивные решения катодного узла – эффективный путь к повышению его работоспособности.**  
*ОАО НИАТ, Москва*
74. Петров Л.М., Григорович К.В., Зеленков В.В., Спрыгин Г.С., Смирнова А.Н., Семенов В.Д. 203  
**Технологические аспекты управления изменением элементного состава формируемых покрытий.**  
*ОАО НИАТ, Москва*
75. Петрова И.М., Гадолина И.В. 205  
**Построение обобщенного спектра нагружения для оценки долговечности.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
76. Пилюшина Г.А., Шевелева Е.В. 208  
**Изнашивание материалов древесиной и древесными композитами.**  
*БГТУ, БГИТУ, Брянск*
77. Пилюшина Г.А., Шевелева Е.В. 211  
**Исследования сцепления фрикционно-механических шиповых перемещающих устройств.**  
*БГТУ, БГИТУ, Брянск*
78. Плохих А.И., Сафонов М.Д., Колесников А.Г. 214  
**Анизотропия термического коэффициента линейного расширения в многослойном стальном материале.**  
*МГТУ им. Н. Э. Баумана, Москва*
79. Побегайло П.А., Папич Л., Гадолина И.В., Силова Т.В. 217  
**Защита горнорудного оборудования от износа и налипания горных пород: Современное состояние вопроса.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
80. Пономарев С.Г., Смирнов А.Д., Тарасовский В.П., Холодкова А.А. 220  
**Некоторые схемы проведения твердофазного синтеза пьезо-керамического материала на основе ниобата калия – натрия.**  
*МПИ, Москва*

81. Попов В.Л., Похрт Р., Ли К. 222  
/ Popov V.L., Pohrt R., Li Qiang  
**Strength of adhesive contacts: Influence of contact geometry.**  
*Берлинский технологический ун-т, Германия*
82. Правоторова Е.А., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. 224  
**Оценка параметров виброакустических процессов  
создаваемых в металлах импульсными токами.**  
*ИМАШ РАН, НТЦ «Балансмаш», Москва*
83. Приходько А.А., Смелягин А.И. 227  
**Разработка планетарного исполнительного механизма  
возвратно-вращательного перемешивающего устройства.**  
*КубГТУ, Краснодар*
84. Раков Д.Л., 229  
**Прогрессивный морфологический подход для инновационных  
технологий в промышленности и машиностроении.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
85. Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю., Гаврилина Л.В., Печейкина М.А. 232  
**Структурный синтез и анализ при создании инновационных  
технологических процессов и систем.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
86. Родичев А.Ю., Савин Л.А. 235  
**Влияние технологических параметров на несущую  
способность, расходные и энергетические характеристики  
подшипников жидкостного трения.**  
*ОГУ имени И.С. Тургенева, Орел*
87. Романов А.Н., Филимонова Н.И. 238  
**Структурные изменения при высокотемпературном мало-  
цикловом нагружении конструкционных материалов.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
88. Русланцев А.Н., Думанский А.М., Алимов М.А. 241  
**Задача об изгибе криволинейной слоистой балки.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
89. Рэйляну М.Д., Левин И.С., Марченко Е.А., Атаманов М.В.,  
Шевченко В.Н., Хрущов М.М. 244  
**Хромуглеродные покрытия, полученные распылением хром-  
наноалмазных мишеней и их функциональные свойства.**  
*МГУ, ИМАШ РАН, ООО «ИНАКОТЕК Центр». АО «Петровский  
НЦ «ФУГАС», Москва*

90. Самусенко В.Д., Соленов В.С., Татур И.Р., Буяновский И.А. 247  
**Температурная стойкость бентонитовых смазок.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
91. Сахвадзе Г.Ж., Пугачев М.С., Сахвадзе Г.Г. 250  
**Особенности применения технологии лазерно-ударно-волновой обработки материалов к задачам упрочнения высоконагруженных элементов транспортных систем.**  
*ИМАШ РАН, МГУ, Москва*
92. Седакова Е.Б., Козырев Ю.П. 253  
**Влияние экстремальных климатических температур на работоспособность полимерных и композиционных материалов в узлах трения.**  
*ИПМАШ РАН, Санкт-Петербург*
93. Сиваков В.В., Грядунов С.С. 255  
**Повышение работоспособности рабочих органов машин лесного комплекса.**  
*БГИТУ, Брянск*
94. Сидоров М.И., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В. 258  
**Об износе канала артиллерийского ствола как неравновесном фазовом переходе.**  
*ПАО ТМКБ «Союз», Лыткарино, М.О.*
95. Сидоров М.И., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В., Ставровский М.Е. 260  
**Трибохимическая кинетика в методах внутрибаллистических расчетов.**  
*ПАО ТМКБ «Союз», Лыткарино, М.О.*
96. Скворцов О.Б., 262  
**Вибрация роторного оборудования и противоаварийная защита.**  
*НТЦ «Балансмаш», ИМАШ РАН, Москва*
97. Скоренцев А.Л., Русин Н.М. 265  
**Влияние кремния на трибологические свойства спеченных композитов Al-Sn.**  
*ИФПМ СО РАН, Томск*
98. Смирнов Н.И., Григорян Е.Е., Смирнов Н.Н. 268  
**Исследование эрозионного износа деталей УЭЦН.**  
*ИМАШ РАН, Москва, АО «Новомет-Пермь», Пермь*

99. Смоланов Н.А., Медведев А.В., Есаян С.С. 270  
**Опыт применения антифрикционных ионно-плазменных покрытий на изделиях для производства кабельной продукции.**  
*МГУ им. Н.П.Огарева, Саранск*
100. Стариков А.Н. 272  
**Дифференциальная клиновая пара.**  
*ВлГУ, Владимир*
101. Сташенко В.И., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. 274  
**Вибрация в металлических образцах при пропускании импульсного тока.**  
*ИМАШ РАН, НТЦ «Балансмаши», Москва*
102. Сухоруков Р.Ю. 277  
**Исследование и разработка технологических процессов и оборудования для формообразования деталей ГТД из жаропрочных сплавов в условиях сверхпластичности.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
103. Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф. 280  
**Модульный принцип создания технологического оборудования для раскатки ответственных деталей ГТД из жаропрочных сплавов в изотермических условиях.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
104. Сухоруков Р.Ю., Сидоров А.А. 282  
**Определение кинематических и температурных параметров технологического процесса раскатки деталей из жаропрочных сплавов в условиях режима сверхпластичности.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
105. Сыгин А.В. 285  
**Мехатронные лепестковые газодинамические подшипники как перспективное направление развития упруго-демпферных опор.**  
*ОГУ имени И.С. Тургенева, Орел*
106. Табаков В.П., Кокорин В.Н., Морозов О.И. 288  
**Повышение стойкости рабочих поверхностей деталей штампов и пресс-форм с использованием механической активации.**  
*УлГТУ, Удьяновск*

107. Титов А.Ю., Титов Ю.А., Кокорин В.Н., Храмов М.А. 290  
**Классификация осесимметричных деталей с отверстием в донной части.**  
*УлГТУ, Ульяновск*
108. Федоров С.В., Шевчуков А.П., Мин Хтет Со 292  
**Поверхностное упрочнение изделий из цветных сплавов интерметаллидными фазами, синтезированными путем поверхностной электронно-пучковой обработки.**  
*МГТУ «СТАНКИН», Москва*
109. Филимонов А.В., Филимонов В.И. 295  
/ Filimonov A.V., Filimonov V.I.  
**Fabrication of radar antenna rulers in roll-forming machine.**  
*АО «Новые промышленные технологии», УлГТУ, Ульяновск*
110. Филимонов А.В., Филимонов В.И. 297  
/ Filimonov A.V., Filimonov V.I.  
**On roll-formed profile asymmetry degree.**  
*АО «Новые промышленные технологии», УлГТУ, Ульяновск*
111. Хасьянова Д.У., Хасьянов У. 299  
**Технология конструкций термомеханических соединений с использованием комбинированных муфт и их применение.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
112. Хрущов М.М., Петржик М.И., Антонова О.С., Марченко Е.А. 301  
**Особенности микроструктуры, прочностных и трибологических свойств покрытий системы Cr–C с нанокompозитной структурой.**  
*ИМАШ РАН, НИТУ «МИСиС», ИМЕТ РАН, Москва*
113. Царева И.Н., Бердник О.Б., Максимов М.В., Кривина Л.А. 305  
**Исследование структуры и механических свойств жаропрочного монокристаллического сплава на интерметаллидной основе.**  
*ИПМ РАН (ф. ИПФ РАН), Н.Новгород*
114. Чижиков В.И., Курнасов Е.В. 308  
**Идентификация поверхности предмета с нечёткой геометрической характеристикой для определения точек захвата антропоформным схватом.**  
*МГУ, Москва*
115. Чижиков В.И., Курнасов Е.В. 310  
**Математическое моделирование голеностопного шарнирного ортеза.**  
*МГУ, Москва*

116. Чудаков И.Б., Александрова Н.М., Макушев С.Ю. 312  
**Новая высокодемпфирующая сталь 01Ю5Т и особенности ее применения в машиностроении.**  
*ЦНИИЧермет им. И.П.Бардина, Москва*
117. Шаталов Л.Н. 315  
**Инновационные технологии на основе магнитострикционного эффекта при создании автобалансирующих устройств.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
118. Шитов А.М., Кондратьев И.М. 316  
**Модельное представление информации для диагностического мониторинга узлов металлорежущих станков.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
119. Шульженко А.А., Модестов М.Б. 319  
**Размораживатель плазмы крови. Применение инновационной технологии машиностроения в медицине.**  
*ИМАШ РАН, Москва*
120. Мисоченко А.А., Царенко Ю.В., Рубаник В.В., Столяров В.В. 321  
**Комбинация эффектов импульсного тока и ультразвука в сплаве с памятью формы при растяжении.**  
*ИМАШ РАН, Москва, Россия, ИТА НАНБ, Витебск, Беларусь*



## МЕХАНИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ ОБЪЕМНЫХ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ ГРАНУЛИРОВАННЫХ КОМПОЗИТОВ, СОДЕРЖАЩИХ НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИЙ ГРАФИТ. СТРУКТУРА И МИКРОТВЕРДОСТЬ.

А.В. Аборкин<sup>1</sup>, А.И. Елкин<sup>1</sup>, В.В. Рябкова<sup>1</sup>, А.В. Стариков<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых, Владимир, Россия; aborkin@vlsu.ru

<sup>2</sup>ОАО НПО «Магнетон», Владимир, Россия

Методом механического синтеза в высокоэнергетической шаровой мельнице получены объемные наноструктурированные композиционные гранулы на основе сплава АМг2, содержащие нанокристаллический графит. Предложена структурная модель формирования гранул, полученных при скорости вращения водила 660 и 815 об/мин. Гранулы имеют структуру, состоящую из зерен алюминия размером от десятков до сотен нанометров. В процессе механического размола исходный графит подвергается механическому расщеплению. При этом формируются частицы нанокристаллического графита размером менее 5 нм, расположенные между зёрнами алюминия. Полученные наноструктурированные композиционные гранулы имеют высокую микротвердость 1,96...2,32 ГПа.

**Ключевые слова:** механический синтез, нанокристаллический графит, микротвердость, наноконпозиционная структура

Создание объемных нанокристаллических и/или наноконпозиционных материалов на основе алюминиевой матрицы является перспективным, учитывая возможность улучшения конструкционных и функциональных свойств значительно превосходящих свойства алюминиевых сплавов, имеющих микрокристаллическую структуру.

Для получения наноструктуры в объеме материала могут быть использованы различные методы. Например, основанные на консолидации наноструктурированных порошков [1-6] или измельчении микроструктуры до наноразмеров в объеме образцов с использованием в интенсивной пластической деформации [7-11].

Одним из вариантов, который может быть эффективно использован для получения наноконпозиционных материалов, в большинстве случаев порошковых, является метод механического размола в высокоэнергетических шаровых мельницах. В ходе механического синтеза в шаровой мельнице протекают процессы наноструктурирования матричного материала, диспергирования, как матричного материала, так и наполнителя. Важным моментом является то, что получаемый в ходе механического синтеза порошок с размером частиц 50-200 мкм обладает высокой пылящей способностью, что негативно сказывается на экологической безопасности производства такого материала и его дальнейшего использования.

Преодоление названного недостатка возможно за счет получения методом механического синтеза не порошка, а объемных наноструктурированных композиционных гранул. Отличительной особенностью является управление технологическим процессом механического синтеза таким образом, чтобы реализовать двухстадийный процесс. На первой стадии должен быть обеспечен баланс между сваркой и диспергированием частиц за счет добавления поверхностно-активных веществ [12]. Это даст возможность в рамках первой стадии провести диспер-

гирование и наноструктурирование матричного материала, диспергировать наполнитель и распределить его в матрице. На второй стадии для формирования объемных наноструктурированных композиционных гранул должно быть обеспечено преобладание процессов сварки над диспергированием [5].

### Цель работы

Целью настоящей работы является получение и изучение объемных наноструктурированных гранулированных композитов на основе сплава АМг2, содержащих нанокристаллический графит.

### Материалы и методы

Исходная шихта представляла собой смесь гранул глобулярной формы диаметром 1...2 мм из алюминиевого сплава АМг2 с добавлением 1 % вес. порошка графита фирмы Acros Organics с размером частиц менее 20 мкм.

Механический синтез исходной шихты был проведен в шаровой планетарной мельнице АГО-2У с применением поверхностно активных веществ (стеариновая кислота, 1% вес.) в атмосфере аргона. Для размола использовали 56 стальных шаров диаметром 10 мм при соотношении массы загружаемых компонентов к массе мельящих тел 1:20. Механический синтез проводили при скорости вращения водила ( $\omega$ ) 660 и 815 об/мин в течении 50 минут. Изучение морфологии и структурно-фазового состава объемных композиционных гранул проводили методами оптической микроскопии (Optika В-600МЕТ), компьютерной рентгеновской томографии (Phenix Nanomex), рентгеноструктурного анализа (PANalitical Empurean), спектроскопии комбинационного рассеяния света (NTEGRA Spectra) и просвечивающей электронной микроскопии (JEM-2010). Микротвердость гранул измеряли методом Виккерса (Shimadzu HМV-2) на поперечных шлифах при нагрузке на индентор 0,5 Н и выдержке 12 с.

## Результаты и их обсуждение

В процессе механического синтеза исходной шихты при скорости вращения водила 660 и 815 об/мин были получены объемные композиционные гранулы, отличающиеся геометрической формой и размерами. Объемные гранулы, полученные при  $\omega = 660$  об/мин имеют округлую форму и размер в диапазоне 1-3 мм. Массовая доля данных гранул в общем объеме обрабатываемой смеси на момент окончания процесса механического синтеза (50 минут) не превышает ~18 %, оставшуюся часть составляли частицы порошка размером 50-300 мкм. На рис. 1 представлены фотографии гранул (при  $\omega = 660$  об/мин) и 3D модель гранул, полученная при обработке результатов компьютерной рентгеновской томографии. Эти изображения иллюстрируют типичную геометрию формирующихся гранул. Также на рис. 1 показаны томографические срезы, выполненные в плоскостях, указанных на 3D модели, и оптические микрофотографии, выполненные для одной из плоскостей.

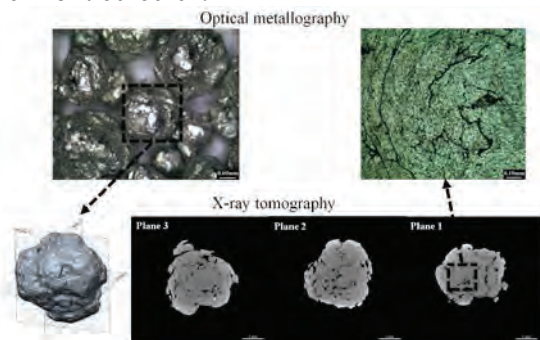


Рис.1 Результаты оптической металлографии и рентгеновской томографии объемных композиционных гранул, полученных при  $\omega = 660$  об/мин

Иная картина наблюдается для объемных гранул, полученных при  $\omega = 815$  об/мин. Размер гранул изменяется в диапазоне 3-5 мм. Массовая доля этих гранул составляет ~80 % от обрабатываемой смеси, оставшуюся часть составляют гранулы округлой формы размером 0.5-2 мм.

Анализ структуры объемных гранул, полученных при  $\omega = 660$  и 815 об/мин показывает, что гранулы достаточно однородны. На рис. 1 видны характерные концентрически расположенные в теле гранулы поры, являющиеся границами сваренных частиц порошка (агрегатов), полученных на первой стадии процесса механического синтеза.

Объемная доля пор для гранул, полученных при  $\omega = 660$  и 815 об/мин, не превышает 6 и 4 %, соответственно. Можно отметить более низкие значения пористости объемных гранул, полученных при  $\omega = 815$  об/мин, что объясняется более интенсивными условиями протекания процесса (увеличением количества контактов мелящих тел, контактных давлений, температуры), способствующими более интенсивному уплотнению агрегатов при сварке.

Суммарный анализ результатов рентгеновской томографии, показанных на рис. 1 и полученных в

других плоскостях с шагом 500 мкм, параллельных обозначенным, а также данных характеризующих стадийность процесса [5] позволили предложить структурную модель формирования объемных гранул, состоящую из следующих этапов. На первой этапе происходит перемешивание исходных компонентов шихты, распределение частиц поверхностно-активных веществ и наполнителя по поверхности матричного материала. Второму этапу соответствует повторяющийся стохастический цикл, включающий интенсивное пластическое деформирование, диспергирование и пластическую сварку частиц, как матричного материала, так и наполнителя. На данном этапе происходит внедрение частиц графита в матричный материал за счет деформирования частиц матричного материала с захватом графита и более мелких частиц матрицы и последующей сваркой частиц. Это способствует образованию так называемых агрегатов, состоящих из более мелких агломератов, сформированных совокупностью наноразмерных зерен. Для третьего этапа характерно преобладание процессов сварки над диспергированием, обеспечивающее образование объемных гранул правильной формы (при  $\omega = 660$  об/мин), а при  $\omega = 815$  об/мин образованию объемных гранул неправильной формы за счет сварки с гранулами правильной формы групп более мелких частиц.

Проведен рентгеноструктурный анализ исходного матричного материала АМг2 и объемных композиционных гранул, полученных в ходе механического синтеза при  $\omega = 660$  об/мин и при  $\omega = 815$  об/мин. Согласно полученным данным фазовый состав объемных гранул аналогичен исходному матричному сплаву АМг2. Уширение пиков алюминия и смещение в сторону меньших углов объясняется процессами наноструктурирования и изменением параметра решетки ввиду увеличения концентрации легирующих элементов в твердом растворе алюминия. Снижение интенсивности пиков интерметаллидной фазы, также свидетельствует о растворении интерметаллидов  $Al_3Mg_2$ , что в свою очередь ведет к увеличению концентрации магния в твердом растворе алюминия.

На ПЭМ-изображениях высокого разрешения между зернами алюминия, а также на стыках нескольких зерен можно наблюдать участки, соответствующие графиту размером менее 5 нм с сильно искривленными слоями. Межплоскостное расстояние слоев графита составляет ~ 0,33 нм. Полученные с применением ПЭМ результаты исследований в целом подтверждают состоящую из зерен иерархическую структуру объемных композиционных гранул, формирующуюся в процессе механического синтеза порошковых компонентов. Иерархическая структура объемных композиционных гранул, складывается из сваренных агрегатов, состоящих из более мелких агломератов, представляющих собой совокупность наноразмерных зерен. На границах зерен и тройных стыков в результате механического синтеза образуются прослойки из нанокристалли-

ческого графита.

Гранулы, полученные при  $\omega = 660$  об/мин, имеют микротвердость 1,96 ГПа, а гранулы, полученные при  $\omega = 815$  об/мин, имеют микротвердость 2,32 ГПа, что на ~15 % выше. На рис. 2 представлена гистограмма, отражающая микротвердость полученных объемных гранул и данные работы [13] об изменении микротвердости литого сплава АМг2, а также подвергнутого равноканальному угловому прессованию (РКУП) при пересечении каналов под углом 120°.

Сравнительный анализ приведенных значений микротвердости показывает, что полученные объемные наноструктурированные композиционные гранулы превосходят по микротвердости литой сплав АМг2 в 4...4,7 раза, а сплав АМг2, подвергнутый интенсивной пластической деформации до степени деформации  $\epsilon=6.667$  в 2...2,4 раза.

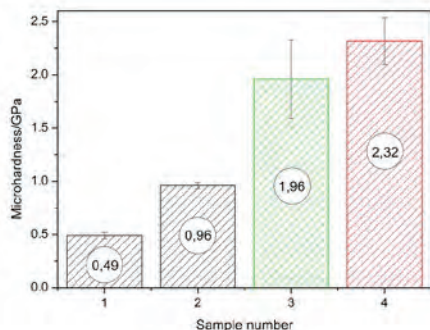


Рис. 2. Результаты измерения микротвердости: 1 – литой сплав АМг2; 2 – сплав АМг2 после РКУП  $\epsilon=6.667$ ; 3 – объемные гранулы сплава АМг2, содержащие нанокристаллический графит, полученные при  $\omega = 660$  об/мин; 4 – объемные гранулы сплава АМг2, содержащие нанокристаллический графит, полученные при  $\omega = 815$  об/мин

Суммарный анализ данных о структурно-фазовом составе гранул и их микротвердости позволяет сказать, что упрочнение полученных гранул происходит за счет уменьшения размера зерна, а также механизмов твердорастворного и дисперсного упрочнения.

Установленное увеличение микротвердости позволяет прогнозировать повышение прочности наноструктурированного композиционного материала по сравнению с матричным, по крайней мере, при работе на сжатие.

Сопоставление полученных значений микротвердости с результатами исследований, в которых в качестве наполнителя применяли УНТ [14], показывает, что микротвердость полученных гранул выше, микротвердости композиционного материала на основе сплава АlMg5, содержащего 1 % вес. УНТ, подвергнутого механическому шаровому размолу в течение 6 часов. Это свидетельствует о перспективности применения графита для получения композиционных материалов методом механического синтеза, при обеспечении образования нанокристаллического графита.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект 17-48-330771 р\_а).

1. Алымов М.И. Порошковая металлургия нанокристаллических материалов. М. Наука. 2007. 169 с.
2. Лякишев Н.П., Алымов М.И. Наноматериалы конструкционного назначения // Российские нанотехнологии. 2006. Т.1. №1-2. С. 71-80.
3. Бербенцев В.Д., Алымов М.И., Бедов С.С. Консолидация нанопорошков методом газовой экструзии // Российские нанотехнологии. 2007. Т. 2. №7-8. С.116-120.
4. Алымов М.И., Епишин А.И., Нольце Г., Линк Т., Бедов С.С., Анкудинов А.Б. Электронно-микроскопическое исследование структуры компакта, экструдированного из нанопорошка никеля // Российские нанотехнологии. 2007. Т.2. №3-4, с.124-129.
5. Аборкин А.В., Евдокимов И.А., Ваганов В.Е., Алымов М.И., Абрамов Д.В., Хорьков К.С. Влияние режима механической активации на морфологию и фазовый состав наноструктурированного композиционного материала Аl-2Mg-nC // Российские нанотехнологии. 2016. Т. 11. № 5-6. С. 30-36.
6. Аборкин А.В., Елкин А.И., Бабин Д.М. Особенности изменения энергосиловых параметров, температуры и гидростатического давления при непрерывном прессовании некомпактного алюминиевого материала // Известия вузов. Цветная металлургия. 2015. №6. С. 23-29.
7. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М. Логос. 2000. 272 с.
8. Андриевский Р.А., Рагуля А.В. Наноструктурные материалы. М. Академия. 2005. 192 с.
9. Семенова И.П., Рааб Г.И., Валиев Р.З. Наноструктурные титановые сплавы: новые разработки и перспективы применения // Российские нанотехнологии. 2014. Т.9, №5-6, С. 84-95.
10. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Бербенцев В.Д., Бугаков В.И., Жильев С.В., Кугультинов С.Д. Высокотемпературная газовая экструзия как перспективный способ получения заготовок из инструментальных сталей // Металлургия. 2015. № 12. С. 58-62.
11. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Алымов М.И., Бербенцев В.Д. Современное состояние и перспективы развития высокотемпературной газовой экструзии для получения прутков тонкого сечения труднодеформируемых сплавов, в том числе в наноструктурированном состоянии // Металлы, 2015. №5. С. 67-74.
12. Benjamin J.S., Schelleng R.D. Dispersion Strengthened Aluminum-4 Pct Magnesium Alloy Made by Mechanical Alloying // Metallurgical Transactions A. 1981. Vol. 12A, pp. 1827-1832.
13. Аборкин А.В., Бабин Д.М., Захаров А.А. Влияние числа проходов при равноканальном угловом прессовании на эксплуатационные свойства алюминиевого сплава // Материаловедение. 2013. № 11. С 33-37.
14. Kallip K., Leparoux M., AlOgab K.A., Clerc S., Deguilhem G., Arroyo Y., Kwon H. Investigation of different carbon nanotube reinforcements for fabricating bulk АlMg5 matrix nanocomposites // Journal of Alloys and Compounds. 646 (2015). pp. 710-718.

## ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ КОНСОЛИДАЦИИ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ОБЪЕМНЫХ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ СИСТЕМЫ Al-Mg-C

А.В. Аборкин, А.В. Соболюков, Д.М. Бабин, А.И. Залеснов

Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых, Владимир, Россия; aborkin@vlsu.ru

В работе представлены результаты исследований, направленных на изучение влияния температуры консолидации механически синтезированных наноконпозиционных порошков на структурно-фазовый состав, механические и трибологические свойства объемных композитов системы Al-Mg-C.

**Ключевые слова:** механический синтез, нанокристаллический графит, микротвердость, трение, износ

Для консолидации наноконпозиционных порошков могут быть использованы различные методы термодиформационной обработки [1-7].

Температура термодиформационной обработки в значительной мере влияет на плотность и структурно-фазовый состав консолидированных образцов, а следовательно, и на их механические и трибологические свойства.

### Цель работы

Целью настоящей работы является изучение влияния температуры консолидации при спекании под давлением на структурно-фазовый состав и трибологические свойства объемных наноконпозиционных материалов системы Al-Mg-C.

### Материалы и методы

Исходная шихта представляла собой гранулы глобулярной формы диаметром 1-2 мм из алюминиевого сплава AlMg2 с добавлением n=1 и 9 вес. % порошка графита фирмы Acros Organics с размером частиц менее 20 мкм.

Механическая обработка исходной шихты была проведена в шаровой планетарной мельнице FRITSCHE PULVERISETTE 6 с применением поверхностно активных веществ (стеариновая кислота 1% вес.). Для размолва использовали стальные шары диаметром 8 мм при соотношении массы загружаемых компонентов к массе мельящих тел 1:15. Механическую активацию проводили при частоте вращения  $\omega=600$  об/мин в течении 6 часов.

Консолидация полученного порошка была выполнена методом спекания под давлением. Для этого проведены серии экспериментов при температуре  $t = 300$  и  $450^\circ\text{C}$ , давлении  $q = 750$  МПа, время выдержки под давлением во всех опытах составляло 300 сек. Выбор температуры консолидации осуществлен на основе анализа литературных источников и обусловлен возможностью консолидации наноконпозиционного порошка без образования ( $t = 300^\circ\text{C}$ ) и с образованием ( $t = 450^\circ\text{C}$ ) дисперсионной фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$ .

Для консолидации использовали пресс-форму типа «поршень-цилиндр», оснащенную трубчатыми электронагревателями, системой контроля и управления температурой, обеспечивающей нагрев пресс-формы до нужной температуры с точностью

$\pm 10^\circ\text{C}$ . Нагружение пресс-формы для создания требуемого давления проводили с помощью машины для механических испытаний WDW-100E, позволившей обеспечить постоянство давления при изотермической выдержке с точностью  $\pm 1\%$ .

Измерение плотности консолидированных образцов проводили методом гидростатического взвешивания. При расчете относительной плотности учет содержания наполнителя проводили по правилу смеси.

Исследования структурно-фазового состава консолидированных образцов проводили с помощью методов рентгеноструктурного анализа и спектроскопии комбинационного рассеяния света.

Рентгеноструктурный анализ проводили с помощью дифрактометра D8 ADVANCE. Спектроскопию комбинационного рассеяния света проводили с помощью NTEGRA SPECTRA.

Тонкую структуру консолидированных образцов исследовали с помощью просвечивающего электронного микроскопа JEM-2010, оснащенного энергодисперсионным рентгеновским спектрометром и электронным спектрометром потерь энергии электронами.

Твердость консолидированных образцов измеряли методом Виккерса с помощью микротвердомера SHIMADZU HMV-2 при нагрузке на индентор 10 Н и выдержке 12 с.

Коэффициент трения скольжения  $f$  определялся на воздухе в условиях контактного взаимодействия консолидированных образцов и диска из термообработанной до твердости 55 HRC стали 4X5MФС с помощью трибометра (CSM INSTRUMENTS). Испытания проводили при нагрузке 5 и 10 Н с постоянной скоростью скольжения 0,2 м/с. Путь трения во всех опытах составил 200 м. Износ образцов определяли взвешиванием после испытаний на трение.

### Результаты и их обсуждение

Полученные образцы вне зависимости от температуры и содержания графита в шихте, представляли собой плотные цилиндры  $\varnothing 5$  мм, высотой  $5 \pm 0,6$  мм (при  $t = 300^\circ\text{C}$ ) и  $4,1 \pm 0,3$  (при  $t = 450^\circ\text{C}$ ).

Анализ результатов измерения плотности показывает, что повышение температуры в указанных диапазонах способствует повышению относитель-

ной плотности образцов, вплоть до получения ма-лопористого ( $v=0.01-0.03$ ) или беспористого состо-яния. При  $t = 300^\circ\text{C}$  в зависимости от содержания графита в шихте относительной плотности образцов составляет 0,91-0,96. Увеличение  $t$  до  $450^\circ\text{C}$  ведет повышению относительной плотности образцов до 0,95-0,99 (в зависимости от содержания графита в шихте).

Отмеченная особенность влияния содержания графита на плотность консолидированных образцов может быть объяснена, во-первых, повышением со-противления деформации композиционных частиц порошка с увеличением содержания нанокристал-лического графита за счет торможения движения дислокаций. Во-вторых, повышением величины удельной поверхности механически синтезирован-ного порошка, которая изменяется более чем в 2 раза от 0,18 до 0,4 м<sup>2</sup>/г, что, с одной стороны, способ-ствует повышению газовой насыщенности порошка, с другой – увеличивает потери на трение между ча-стицами порошка.

Как известно, повышение  $t$  до  $450^\circ\text{C}$  может ве-сти к переходу метастабильного перенасыщенного твердого раствора Al-C, полученного в процессе механосинтеза порошка, в равновесное состояние с образованием  $\text{Al}_4\text{C}_3$ . Причем по данным работы [8] дисперсионная фаза  $\text{Al}_4\text{C}_3$  также способствует по-вышению прочностных свойств алюмоматричного композиционного материала.

Для выявления образования фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  прове-ден рентгеноструктурный анализ консолидирован-ных образцов. Отмечено, что дифрактограммы об-разцов консолидированных при разной  $t$  имеют раз-личный характер. На дифрактограммах образцов, полученных при  $t = 300^\circ\text{C}$  независимо от содержа-ния графита, зафиксированы лишь пики соответ-ствующие алюминию, в то время как для образцов консолидированных при  $t = 450^\circ\text{C}$  с  $n = 9$  вес.% от-мечено наличие пиков соответствующих  $\text{Al}_4\text{C}_3$ . Причем, интенсивность пиков фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  увеличи-валась с повышением содержания графита в исход-ной шихте. Количественный анализ показывает, что содержание фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  для образцов с  $n = 9$  вес.% составляет  $5,3 \pm 0,7$  вес.%.

Отсутствие реплик соответствующих  $\text{Al}_4\text{C}_3$  на образцах с  $n = 1$  вес.% может быть обусловлена ма-лой чувствительностью используемого рентгено-структурного метода к идентификации фаз, содер-жание которых не превышает 3%. Поэтому допол-нительно была проведена спектроскопия комбина-ционного рассеяния полученных образцов. Данный метод обладает высокой чувствительностью к ма-лым концентрациям фаз сформированных в образце и позволяет более точно идентифицировать наличие  $\text{Al}_4\text{C}_3$ .

При разложении рассеянного излучения в спектр использовалась дифракционная решетка 600/600. Для увеличения спектрального разрешения и более подробного изучения области пиков  $\text{Al}_4\text{C}_3$  использовалась решётка 1800/500.

На спектрах, как полученных для образцов консолидированных при  $t = 300^\circ\text{C}$ , так и при  $t = 450^\circ\text{C}$  отчетливо фиксируются основные D и G моды углерода. Для образцов консолидированных при  $t = 300^\circ\text{C}$  характерно наличие плато в интервале  $600...950 \text{ см}^{-1}$  с ростом интенсивности при увели-чении концентрации графита в шихте. Однако, фор-ма плато не дает права утверждать о наличии обра-зования кристаллической фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$ . Очевидно, данное плато принадлежит связи алюминий-углерод и соответствуют переходной стадии стабилизации твердого раствора Al-C в кристаллическую фазу  $\text{Al}_4\text{C}_3$ . Для образцов консолидированных при  $t = 450^\circ\text{C}$  наблюдается формирование ярко выра-женных пиков на  $492 \text{ см}^{-1}$  и  $857 \text{ см}^{-1}$ , соответствую-щих кристаллической фазе  $\text{Al}_4\text{C}_3$ . Таким образом, можно утверждать, что при  $t = 450^\circ\text{C}$  происходит образование дисперсионной фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  при  $n = 1-9$  вес.%.

Размер областей когерентного рассеяния рас-считывали по формуле Селякова-Шеррера. Усред-ненные по объему размеры областей когерентного рассеяния были рассчитаны исходя из предположе-ния о сферической форме кристаллитов. Анализ ре-зультатов расчетов показывает, что повышение тем-пературы от  $300^\circ\text{C}$  до  $450^\circ\text{C}$  оказывает значительное влияние на изменение среднего размера областей когерентного рассеяния, увеличивая их в 1,5-2,5 раза по сравнению с исходным механически синтезиро-ванным порошком. Причем, наибольший рост сред-него размера областей когерентного рассеяния с 210 до 515 нм происходит для образцов с  $n = 1$  вес.%, а наименьший – с 107 до 162 нм, соответствовал об-разцам с  $n = 9$  вес.%. То есть размер кристаллитов переходит из нано- в субмикронный масштаб, а концентрация дисперсной фазы нанокристалличе-ского графита в значительной мере влияет на проте-кание восстановительных процессов.

Измерения микротвердости образцов показы-вают, что максимальная твердость  $\sim 2,4$  ГПа получе-на для образцов консолидированных при  $t = 450^\circ\text{C}$  с содержанием графита в шихте 9 вес.%. Понижение содержания графита до 1 вес.% снижает твердость до  $\sim 1,9$  ГПа. Таким образом, несмотря на то, что повышение температуры до  $450^\circ\text{C}$  нивелирует эф-фект наноструктурирования матричного материала (особенно для порошка с малым содержанием гра-фита), достигнутый на этапе механического синтеза порошка, образование наноразмерной дисперсион-ной фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  способствует росту твердости ком-пактов на 10-20%.

Учитывая данные о структурно-фазовом соста-ве и влиянии температуры на средний размер обла-стей когерентного рассеяния образцов, можно кон-статировать, что упрочнение происходит с адди-тивным вкладом наноструктурирования матричного материла, дисперсионным упрочнением за счет вы-деления фазы  $\text{Al}_4\text{C}_3$  и дисперсного упрочнения ча-стицами нанокристаллического графита, т.е. по ме-ханизмам Холла-Петча и Орована.

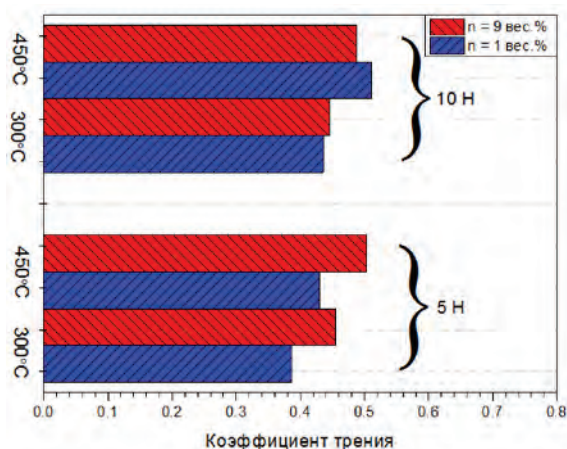


Рис. 1. Влияние температуры консолидации образцов на коэффициент трения при нагрузке 5 и 10 Н

На рис. 1 представлены данные об изменении  $f$  в зависимости от  $t$ , величины нагрузки и содержания графита в шихте. Указанные факторы оказывают влияние на величину  $f$ , изменяя ее в диапазоне 0,38-0,5. Причем, наименьшие значения  $f$  соответствуют образцам, консолидированным при  $t = 300^\circ\text{C}$ . Повышение  $t$  до  $450^\circ\text{C}$  способствует повышению  $f$  на  $\sim 10\%$ . В целом, полученные значения  $f$  согласуются с данными полученными для случая сухого трения сплава АМg2, подвергнутого интенсивной пластической деформации [9].

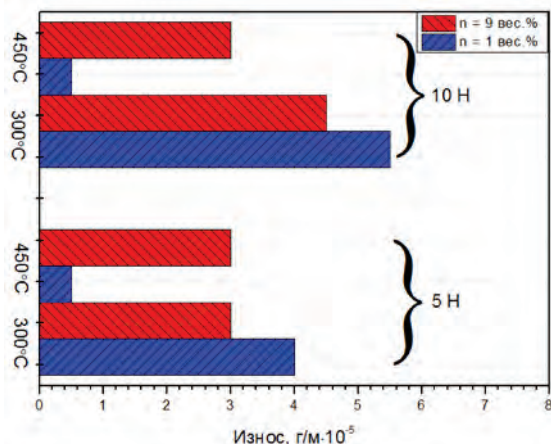


Рис. 2. Влияние температуры консолидации образцов на износ при нагрузке 5 и 10 Н

На рис. 2 представлены данные, характеризующие износ композиционных образцов в зависимости от  $t$ , величины нагрузки и содержания графита в шихте. Анализ полученных данных показывает, что величина  $t$  и содержание графита в шихте оказывает существенное влияние на износ образцов. Наименьшая величина износа  $\sim 0,5 \text{ г/м} \cdot 10^{-5}$  соответствовала образцам с  $n = 1 \text{ вес.}\%$  консолидированным при  $t = 450^\circ\text{C}$ . Снижение  $t$  до  $300^\circ\text{C}$  ведет росту износа образцов в 8-11 раз в зависимости от нагрузки. Данная особенность характерна для композитов, упрочненных углеродными наноструктурами [10,11]. Повышение содержания графита в исходной шихте до  $n = 9 \text{ вес.}\%$  также негативно сказывается на износостойкости композиционных образцов, которая составляет  $2,9-4,5 \text{ г/м} \cdot 10^{-5}$ .

Таким образом, температура консолидации в значительной мере влияет на плотность и структурно-фазовый состав объемных нанокomпозиционных материалов системы Al-Mg-C, и как следствие, на их износостойкость.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект 15-08-08032 А).

1. Лякишев Н.П., Алымов М.И. Наноматериалы конструкционного назначения // Российские нанотехнологии. 2006. Т.1. №1-2. С. 71-80.
2. Аборкин А.В., Евдокимов И.А., Ваганов В.Е., Алымов М.И., Абрамов Д.В., Хорьков К.С. Влияние режима механической активации на морфологию и фазовый состав наноструктурированного композиционного материала Al-2Mg-nC // Российские нанотехнологии. 2016. Т. 11. № 5-6. С. 30-36.
3. Аборкин А.В., Елкин А.И., Бабин Д.М. Особенности изменения энергосиловых параметров, температуры и гидростатического давления при непрерывном прессовании некомпактного алюминиевого материала // Известия вузов. Цветная металлургия. 2015. №6. С. 23-29.
4. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М. Логос. 2000. 272 с.
5. Андриевский Р.А., Рагуля А.В. Наноструктурные материалы. М. Академия. 2005. 192 с.
6. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Бербенцев В.Д., Бугаков В.И., Жилиев С.В., Кугультинов С.Д. Высокотемпературная газовая экструзия как перспективный способ получения заготовок из инструментальных сталей // Металлург. 2015. № 12. С. 58-62.
7. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Алымов М.И., Бербенцев В.Д. Современное состояние и перспективы развития высокотемпературной газовой экструзии для получения прутков тонкого сечения труднодеформируемых сплавов, в том числе в наноструктурированном состоянии // Металлы. 2015. №5. С. 67-74.
8. Chen B.B., Jia L., Li S., Imai H., Takahashi M., Kondoh K. In Situ Synthesized Al4C3 Nanorods with Excellent Strengthening Effect in Aluminum Matrix Composites // Advanced Engineering Materials. 2014, 16, No. 8. p. 972-975.
9. Аборкин А.В., Бабин Д.М., Захаров А.А. Влияние числа проходов при равноканальном угловом прессовании на эксплуатационные свойства алюминиевого сплава // Материаловедение. 2013. № 11. С 33-37.
10. Коберник Н.В., Михеев Р.С., Ваганов В.Е., Аборкин А.В. Структура и трибологические свойства антифрикционных покрытий, модифицированных углеродными нанотрубками // Вопросы материаловедения. 2016. № 1(85). С.60-65.
11. Алешин Н.П., Коберник Н.В., Михеев Р.С., Ваганов В.Е., Решетняк В.В., Аборкин А.В. Плазменно-порошковая наплавка антифрикционных покрытий из баббитовых сплавов, модифицированных углеродными нанотрубками // Вестник машиностроения. 2015. №10. С.67-71.

## ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ЭНДОПРОТЕЗА

А.Ю. Албагачиев, А.И.Крюков  
ИМАШ РАН, Московский технологический университет

Проведен анализ трибологических свойств материалов применяемых при изготовлении эндопротеза. Разработана методика экспериментальных трибологических исследований различных материалов применяемых для шарнирного трения. Получены результаты предварительных исследований для полиэтиленаармированного углеродным волокном.

**Ключевые слова:** шарнир, полиэтилен, углеродное волокно, трение, износ

Тазобедренный сустав представляет собой классический шарнир, состоящий из шаровидной головки бедренной кости, вложенной в вогнутую округлую вертлужную впадину в кости таза, покрытая упругим и прочным хрящом.[1-6] В полости тазобедренного сустава находится скользящая синовиальная жидкость, обеспечивающая снижение трения, смягчение ударов и передачу некоторых питательных веществ. Патология суставов по праву считается болезнью нашего века или болезнью цивилизации, и ее частота не имеет тенденции к снижению. Среди различных заболеваний опорно-двигательной системы дегенеративно-дистрофические поражения тазобедренного сустава относятся к числу наиболее распространенных. Заболеваниями данной локализации страдают не менее 25% больных с подобной патологией крупных суставов и около 2% всех пациентов ортопедического профиля. Одним из наиболее затратно-эффективных методов лечения заболеваний, а также повреждений тазобедренного сустава и их последствий является эндопротезирование. Операция эндопротезирования тазобедренного сустава применяется при следующих заболеваниях, травмах и их последствиях. Дисплазия тазобедренных суставов – это врожденное недоразвитие вертлужных впадин. Дисплазия часто является причиной вывихов и артроза, даже у пациентов в солидном возрасте. Воспаление тазобедренного сустава (коксит, артрит) встречается при артрозе, перегрузке сустава и при таких серьезных ревматических болезнях, как болезнь Бехтерева, подагра, суставной псориаз, реактивный артрит, системная красная волчанка. Асептический некроз головки бедренной кости встречается при закупорке или сдавливании сосудистого пучка, снабжающего головку бедра кровью. В результате обескровливания головка бедренной кости погибает и разрушается, что приводит к боли и обездвиживанию. Перелом шейки бедра часто встречается при остеопорозе (потеря кальция костями). Шейка бедра – самый тонкий и наименее прочный отрезок бедренной кости характеризующаяся резкой болью, невозможностью совершать какие-либо движения в суставе, которая подлежит хирургическому лечению- протезированию. Эндопротез - искусственное приспособление, способное заменить функцию определенного органа и располагающийся внутри человеческого тела. В него входят: головка которая устанавливается на ножку эндопротеза и имеет контакт с вкладышем как пара трения; вкладыш, который служит как прокладка и ударогаситель в паре трения с головкой и жестко

закреплен в чашке которая имеет гладкую основу формы для эндопротезирования с цементной основой или пористую основу для бесцементного установка в кость таза. Срок службы эндопротеза является одним из основных параметров для врача-травматолога и пациента. Имеются статистические данные, основанные на регистрации результатов лечения и наблюдения пациентов, которым заменили определенные суставы конкретными моделями эндопротезов.

Так в среднем эндопротез тазобедренного сустава адекватно функционирует в течение 10 лет в 95-97% случаев. Далее вероятность замены сустава увеличивается на 1% в год. Например, по этой схеме через 15 лет стабильных эндопротезов останется 90-92%, а через 20 лет в 85-87% случаев.

В настоящее время в эндопротезировании возникает ряд проблем связанных с изготовлением и износом и поломкой головки в процессе эксплуатации. Материалы и технологии используемые при создании эндопротезов способны снизить износ и повысить показатели прочности, но имеют ряд существенных недостатков, к которым относятся: высокая стоимость материала и сложная технология изготовления эндопротеза; хрупкость и токсичность материала в процессе эксплуатации протеза. Например, головки эндопротеза тазобедренного сустава до недавнего времени, изготавливали из нержавеющей стали, которая обладают недостаточной прочностными свойствами и износостойкостью. Кроме этого недостатком металлических головок является то, что при трении их продукты изнашивания в виде ионов металлов проникают в окружающие ткани (мышцы, связки, кость) и с током крови попадают в другие органы (почки, печень и др.) нарушая их стабильное функционирование.

Головки же изготовленные из циркониевых сплавов с использованием аддитивных технологий обладают требуемыми фрикционными свойствами и износостойкостью при шарнирном трении, не разрушают вкладыши, меньше корродируют, а продукты износа являются малотоксичными. Однако недостаточное качество (шероховатость, точность формы) и производительность изготовления, а также высокая себестоимость сдерживают запуск этой технологии в серийное производство.

На стадии исследований находится и другая технология покрытия головок оксидом титана или оксидом циркония толщиной от нескольких нанометров до нескольких микрометров. При эксплуатации эндопротеза головка шарнирно кон-

тактирует с вкладышем, который крепится в чашке. Вкладыши изготавливают из металла или керамики и должны обладать прочностью и химической стойкостью к агрессивным средам, иметь высокие трибологические показатели - низкий коэффициент трения и высокую износостойкость.

Еще в 1970 году Voulin внедрил в практику эндопротезирования тазобедренных суставов керамику, которая имеет повышенные трибологические и механические свойства. Для применяемой в парах трения керамики характерна: жесткость, стойкость к царапинам, инертность в биологической среде, что обеспечивает хорошие трибологические свойства. Данные свойства керамики на протяжении многих лет показывали превосходные результаты по снижению интенсивности износа в парах трения. По литературным данным циркониевая керамика одна из лучших пар трения в эндопротезировании и имеет минимальные коэффициенты трения и износ. Износ в паре трения керамика-керамика составил 0,001 мм/год, а средний износ композитного материала из сверхвысокомолекулярного полиэтилена с добавлением 25% углеродного волокна составляет 0,0019 мм/год. Однако у керамики появляются сколы от циклических нагрузок в результате ударной нагрузки в пределах 50 кН. Таким образом существенным недостатком керамики является ее высокая хрупкость проявляющаяся при воздействии динамических нагрузок и низкое сопротивление изгибным напряжениям приводящие к поломкам протеза.

У композитного материала [7-9] на основе сверхвысокого молекулярного полиэтилена сколы отсутствуют. Его максимальный предел прочности на разрыв с 50% содержанием углеродного волокна составил 30 МПа, а максимальную твердость по Виккерсу по нашим исследованиям показал композиционный материал с добавлением 75% углеродного волокна.

Нами разработана методика двунаправленного армирования сверхвысокомолекулярного полиэтилена углеродным волокном. Для получения композиционного материала спроектирована и изготовлена пресс-форма которая позволяет избавиться от полостей в материале при литье. Для этого пресс-форма выполнена с конусным отверстием для подачи композиционного материала в виде прутка диаметром 10 мм. на выходе 2 мм для литья под давлением.

Экспериментальные исследования проводили по разработанной методике включающая спроектированную и изготовленную установку для моделирования трения и изнашивания между полусферической головкой и хрящевой прокладкой тазобедренного сустава парой трения шар - брусок и прессформу для изготовления образцов. При этом в установке шар совершает сложное синусоидальное движение с изменяющимся вектором направленности износа.

На прессформе были изготовлены образцы из сверхвысокомолекулярного полиэтилена (свмпэ) армированного в разной степени углеродным волокном.

В ходе исследований хрящевой прокладкой тазобедренного сустава были получены данные приведенные табл.1 и на рис. 1-6.

Таблица 1 Влияние процентного содержания углеродного волокна в СВМПЭ на коэффициент трения

Состав	Коэффициент трения
СВМПЭ 0% УВ	0.09
СВМПЭ 25% УВ	0.07
СВМПЭ 50% УВ	0.08
СВМПЭ 75% УВ	0.09

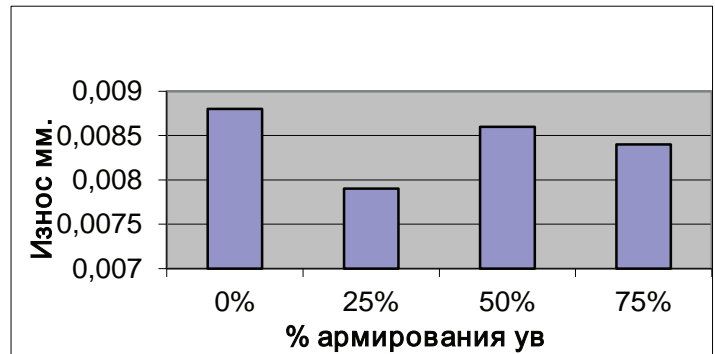


Рисунок 1 Зависимость износа от процентного содержания волокна при нагрузке P=40 Н и частоте вращения шара n=91 об/мин.

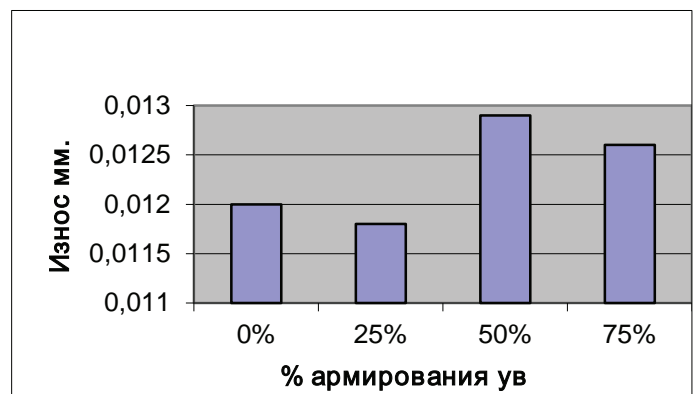


Рисунок 2 Зависимость износа от процентного содержания волокна при нагрузке P=40 Н при чистоте вращения шара n=364 об/мин.

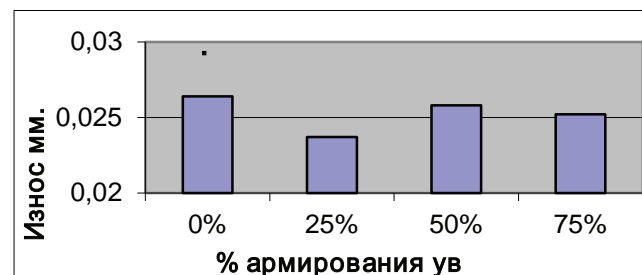


Рисунок 3 Зависимость износа от процентного содержания волокна при нагрузке P=30 Н и частоте вращения шара n=91 об/мин.



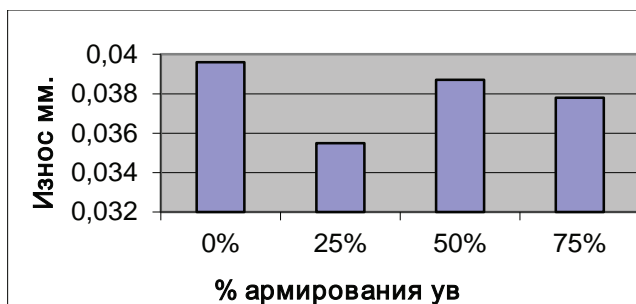


Рисунок 4 Износ в зависимости от процентного содержания волокна при нагрузке  $P=300$  Н и частоте вращения шара  $n=364$  об/мин.

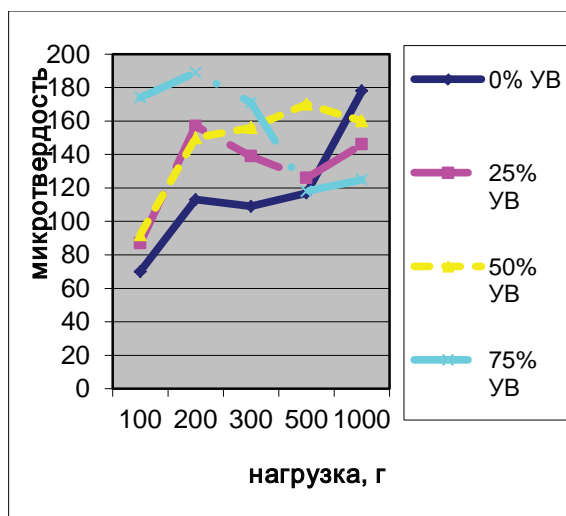


Рисунок 5 Зависимость микротвердости от нагрузки.

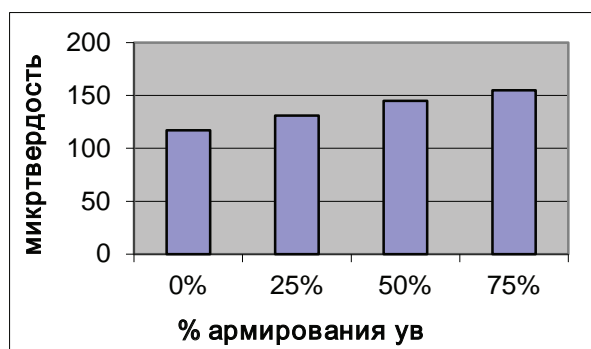


Рисунок 6 Зависимость микротвердости от процентного содержания углеродного волокна.

В заключении отметим, что композиционный материал на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена армированного углеродным волокном не токсичен для организма человека. Технология его переработки и обработки имеет средний коэффициент сложности, что снижает себестоимость изготовления эндопротеза.

Исследования показали, что минимальные коэффициент трения и максимальная износостойкость при всех нагрузках, наблюдается у композиционного материала - полиэтилена с армированием 25% углеродным волокном.

1. Бобович Б.Б. Полимерные композиционные материалы, учебное – М: Изд-во МГИУ, 2009г. – С. 59
2. Надеев А.А., Иванников С.В. - Эндопротезы тазобедренного сустава в России. – М: Изд-во Электрон. 2015г. С. 180.
3. Солодилов И.М., Сизых С.Г., Колобаева Е.В., Кравченко С.А., Алпеев А.В., Гонеев С.В., Корнева Е.В., Михайлов Д.А. Анализ результатов анатомо-хирургического моделирования и устранения наружной ротационной контрактуры тазобедренного сустава. – М: Изд-во Курск. 2012г. С. 241
4. Филиппенко В.А. Различные пары трения эндопротезов тазобедренного сустава. – М: Изд-во НАМН. 2013. С. 66–69.
5. Святославович С.Ф. Микроструктура и свойства композитов медицинского назначения на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена. – М: Изд-во МИСиС. 2013г. С.24
6. Сенатов Ф.С. «Биосовместимый нанокompозитный материал для эндопротезов» Научно-практический семинар «Нanomатериалы и живые системы: критерии нанобезопасности». – М: Изд-во МИСиС. 2012г. С. 101
7. Сенатов Ф.С., Калашкин С.Д., Чердынцев В.В., Кузнецов Д.В., Данилов В.Д. «Исследование физико-механических свойств композиционного материала на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена». – М: Изд-во Обнинск. 2011г. С.69
8. Панин С.В., Корниенко Л.А. Износостойкие композиты на основе двух- и трехкомпонентных смесей сверхвысокомолекулярного полиэтилена с твердосмазочными микрочастицами и микро- и нанонаполнителями. – М: Изд-во НИТПУ. 2016г. С. 184
9. Чердынцев В.В., Бойков А.А. Трибологические свойства полимерных нанокompозитов на основе сверхвысокомолекулярного полиэтилена и полисульфона. – М: Изд-во НАУКОВЕДЕНИЕ. 2013г. С.7

## ОЦИФРОВАННАЯ УСТАНОВКА И МЕТОДИКА ИСПЫТАНИЯ СМАЗОК ДЛЯ ЭКСПЛУАТАЦИИ В ВАКУУМЕ

А.Ю. Албагачиев, Михеев А.В., Тананов М.  
ИМАШ РАН, Московский технологический университет

Приведено описание модернизированной установки методика и результаты испытания смазок

**Ключевые слова:** установка, методика, смазка, испытания, трение

Для оценки антифрикционных свойств и температурной прочности при трении плёнок различных смазочных материалов была использована лабораторная испытательная машина типа «вращающийся диск - сферический ползун» (сокращенно ДС), на которой можно оценить антифрикционные свойства покрытий в пределах температур от 20 до 700°C при различных скоростях скольжения и определить долговечность покрытия при постоянных температурах до 600°C в различных газовых средах и вакууме.

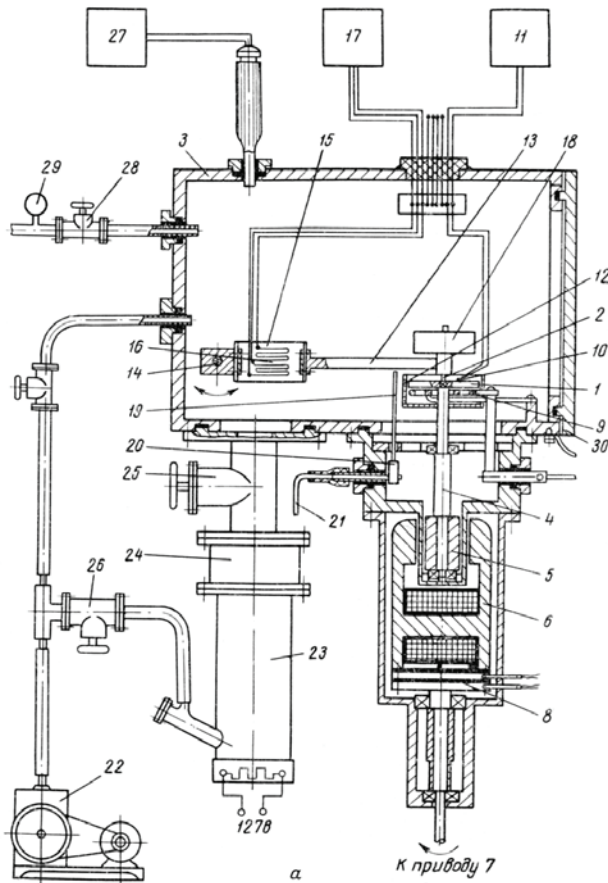


Рисунок 1 Принципиальная схема машины ДС.

На рис. 1 показана схема машины ДС. Ее рабочими частями являются вращающийся в горизонтальной плоскости диск 1 диаметром 60 мм и прижатый к диску сверху под нагрузкой шарик 2 диаметром 8 мм. Диск-образец установлен в ваку-

умной камере 3 на вертикальном валу 4, вал укреплен в камере на шарикоподшипниках. Вращение вала с диском осуществляется электромагнитным приводом по следующей схеме. Укрепленный на валу якорь 5 из армо-железа вращается под воздействием электромагнитного поля, создаваемого соленоидом 6. Последний приводится во вращение от исполнительного механизма 7 типа ДР-1, состоящего из электродвигателя и шестерчатого редуктора. Электрический ток силой 2 – 5А подается на соленоид через токосъемник 8 от выпрямителя при напряжении 10 в. Исполнительный механизм обеспечивает возможность вращения вала при 0,6; 5,6; 17; 50; 150 и 430 об/мин. Таким образом, вращение рабочего вала внутри вакуумной камеры обеспечивается без специального ввода с вакуумным уплотнением.

Нагрев диска осуществляется нихромовой спиралью 9 от трансформатора переменного тока мощностью 1 кВт при выходном напряжении 10 в и силе тока до, 100 а. Температура диска измеряется хромель-алюмелевой термопарой 10, сигнал которой усиливается усилителем 11 ZET310 и регистрируется в цифровом виде системой сбора данных NI USB 6008.

Для уменьшения нагрева опорного подшипника вала (теплоизлучением диска и термоэлемента) на последнем установлены дисковые экраны 12 из молибденовой фольги. Сферический образец 2, помещенный в специальную оправку, укреплен в гнезде рычага 13, установленного в вакуумной камере на оси 14.

В рычаге смонтировано динамометрическое кольцо 15 с наклеенными (на внутренней и наружной его поверхностях) четырьмя датчиками сопротивления 16. Кольцо 15 имеет возможность деформироваться только вдоль рычага 13 под воздействием силы трения; возникающее при этом изменение сопротивления датчиков пропорционально силе трения. Датчики соединены по мостовой схеме с тензометрическим усилителем 17, сигнал с которого регистрируется системой сбора данных NI USB 6008. Нагрузка в контакте создается установкой грузов 18 на рычаге 13 непосредственно над сферическим образцом. Приложение или снятие нагрузки в процессе работы при закрытой камере производится поднятием или опусканием штока 19. Этот шток приводится в движение эксцентриком 20, укрепленным на ру-

коятке 21, введенной в камеру через вакуумное уплотнение.

Разрежение в вакуумной камере (до  $\sim 10^{-5}$  мм рт. ст.) создается вакуумной установкой, включающей ротационный насос 22 типа ВН-461, диффузионный паромасляный насос 23 (ЦВЛ-100), ловушку 24 (ТВЛ-100), вентиль 25 для перекрытия камеры после откачки воздуха или газа и вакуумные краны 26. Остаточное давление в камере измеряется вакуумметром 27 (ВИТ-1). Нейтральный газ подается в камеру после перекрытия вентиля 25 через накататель 28 от баллона с газом. Давление газа в камере измеряется мановакуумметром 29. Для разборки и сборки образцов в камере следует снять крышку 30.

На рис. 2 представлен узел трения машины. Рычаг можно передвигать в направлении к центру диска, что позволяет проводить несколько опытов на одном диске, но при разных диаметрах дорожки трения. Вакуумная камера укреплена на металлической подставке. Все измерительные приборы установки смонтированы на отдельном пульте управления.

Скорость скольжения в контакте «диск - сфера» с учетом имеющегося числа передач в исполнительном механизме и возможных диаметров дорожек трения на диске может изменяться от 0,01 до 1 м/с, а нагрузка в контакте - от 2,4 до 19,6 Н при использовании стальных грузов и до 44 Н в случае применения вольфрамовых грузов.

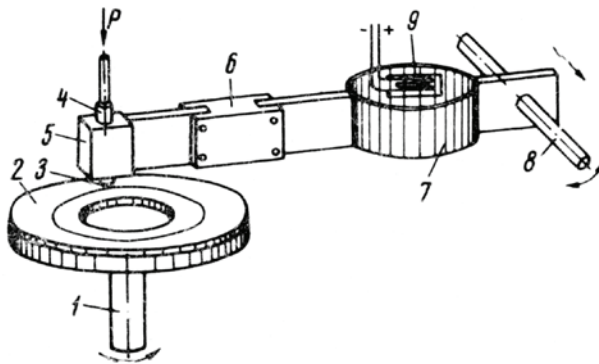


Рисунок 2 Схема узла трения.

1 - вращающийся вал с опорной плоскостью для дискового образца; 2 - дисковый образец; 3 - сферический образец; 4 - оправка для крепления сферического образца; 5 - рычаг; 6 - керамическая вставка в рычаге; 7 - динамометрическое кольцо; 8 - ось рычага; 9 - датчики сопротивления

Измерительная мостовая схема с датчиками сопротивления и тензоусилителем позволяет фиксировать изменение силы трения непрерывно в процессе испытания. Износ образцов (дорожка износа на диске и пятно износа на ползуне) может быть измерен после испытания при помощи микроскопа или взвешиванием на аналитических весах.

Были проведены испытания смазок «Аметист», «Изумруд» и ВНИИНП274, предназначенных для работы в условиях вакуума, на машине ДС. Смазки наносили на диск из стали 1Х18Н9Т. Сферический ползун – из подшипниковой стали ШХ. Испытания производились при частотах вращения диска 17; 50; 150 и 430 об/мин, которым соответствуют линейные скорости скольжения (при диаметре дорожки 43мм) 0,04; 0,11; 0,34 и 0,97 м/с. В условиях нормальной атмосферы эксперименты проводились с нагрузками 0,49; 0,98; 1,47 и 1,96 Н. В вакууме (10-4 мм.рт.ст.) образцы нагружались усилиями 0,98и 1,96Н. Полученные коэффициенты трения приведены в табл. 1.

Таблица 1. Коэффициенты трения в зависимости от нагрузки и скорости скольжения.

Нагрузка, Н	Коэффициент трения для смазок		
	Аметист	Изумруд	ВНИИНП 274
воздух, V= 0,04 м/с			
0,49	0,17	0,12	0,158
0,98	0,145	0,148	0,13
1,47	0,136	0,176	0,199
1,96	0,116	0,207	0,21
вакуум, V= 0,04 м/с			
0,98	0,08	0,059	0,117
1,96	0,074	0,133	0,245
воздух, V= 0,11 м/с			
0,49	0,15	0,22	0,186
0,98	0,13	0,225	0,168
1,47	0,138	0,203	0,227
1,96	0,194	0,203	0,245
вакуум, V= 0,11 м/с			
0,98	0,047	0,076	0,128
1,96	0,167	0,517	0,463
воздух, V= 0,34 м/с			
0,49	0,268	0,366	0,362
0,98	0,26	0,211	0,357
1,47	0,277	0,204	0,273
1,96	0,235	0,186	0,131
вакуум, V= 0,34 м/с			
0,98	0,096	0,065	0,114
1,96	0,106	0,315	0,485
воздух, V= 0,97 м/с			
0,49	0,174	0,318	0,39
0,98	0,08	0,206	0,224
1,47	0,201	0,22	0,185
1,96	0,149	0,235	0,299
вакуум, V= 0,97 м/с			
0,98	0,101	0,05	0,10
1,96	0,07	0,185	0,4

Зависимость коэффициентов трения от нагрузки при различных скоростях скольжения для условий трения на воздухе и в вакууме представлены в виде графиков.

Результаты сравнительных предварительных экспериментов показали неоднозначное влияние скорости, нагрузки и среды на коэффициенты трения трех отечественных смазок испытанных в данной работе. Например, при скорости 0,04 м/с и нагрузке 0,98 Н в вакууме самое низкое значение коэффициента трения  $f=0,08$  наблюдается у смазки аметист. И при испытаниях на воздухе при скорости 0,97м/с и

нагрузке 0,49 Н значение коэффициента также самое низкое и составляет  $f=0,174$ . Увеличение нагрузки или скоростей в этих же средах в отдельных случаях приводит к изменению такой картины. Низкий

коэффициент трения наблюдается у других смазок. В целом аметист является более стабильной смазкой. Испытания продолжаются.

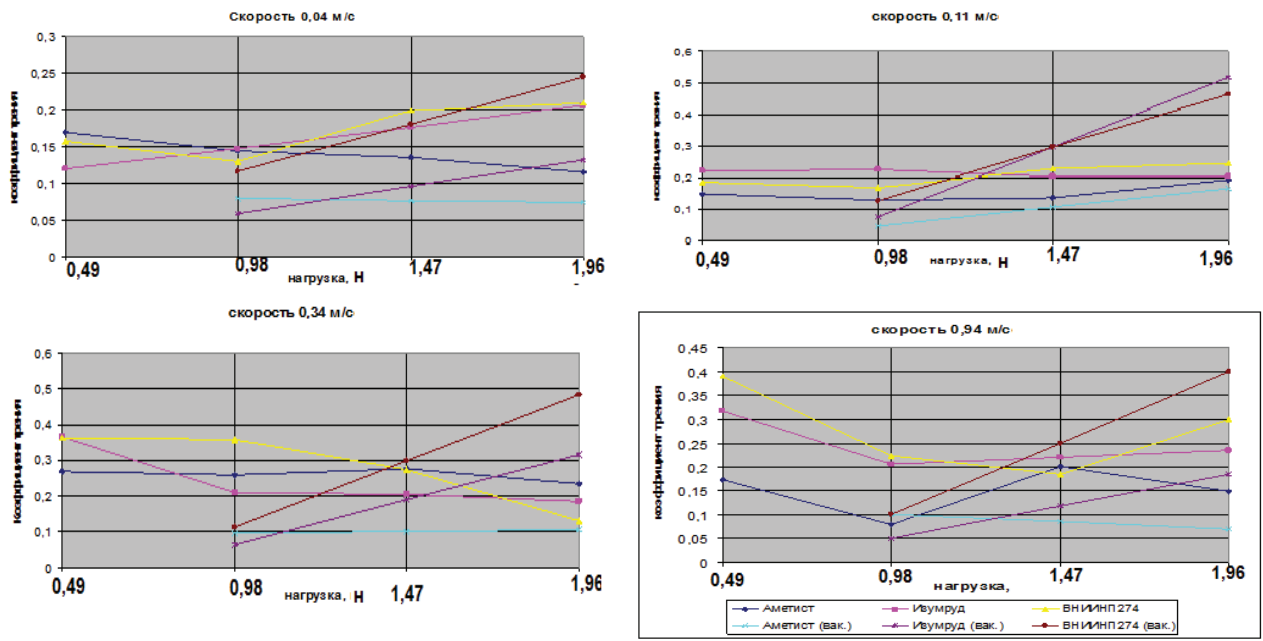


Рис. 3 Зависимость коэффициента трения от нагрузки и скорости

## ИССЛЕДОВАНИЕ СМАЗОК В ВАКУУМЕ ДЛЯ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПАР ТРЕНИЯ

А.Ю. Албагачиев, Н.И. Смирнов, М.В. Прожега, Н.Н. Смирнов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва,  
(smir1947@ yandex.ru)

В работе представлены результаты испытаний пластичных смазок, работающих в прецизионных парах трения линейных приводов. Сделан обзор методик и оборудования для исследования работоспособности пластичных смазок с учетом трибологических особенностей прецизионных механизмов. Разработаны методики и оборудование для испытаний пластичных смазок в атмосфере и вакууме. Проведены испытания отечественных пластичных смазок для работы в космосе.

**Ключевые слова:** пластичная смазка, вакуум, космос, испытания на трение и износ, трение.

**Введение.** В линейных механизмах и системах коррекции траектории, ориентации космических аппаратов широко применяются прецизионные пары трения. Основными требованиями к ним являются высокая точность и длительный ресурс (до 16 лет) при минимальном энергопотреблении. Для обеспечения их работоспособности в вакууме и в атмосфере применяют пластичные смазочные материалы (ПСМ) с одноразовой закладкой. В качестве критериев работоспособности ПСМ рассматривают коэффициент трения и износ.

Целью представленной работы является исследование работоспособности ПСМ в атмосферных условиях, отработка методики испытаний, модернизация испытательного оборудования.

**Особенности прецизионных пар трения и методов испытаний.** В системах коррекции и ориентации космических аппаратов применяются или разрабатываются следующие типы линейных механизмов (ЛМ) с прецизионными парами трения: планетарная роликовая винтовая передача (ПРВМ), шариковая винтовая передача (ШВП), несоосная винтовая передача (НВП), волновая резьбовая передача (ВРП) с ПСМ. Имея схожие нагрузочные характеристики, они различаются типом относительного движения контактирующих деталей, соотношением скольжения и качения, табл. 1.

Таблица 1. Типы относительного движения деталей трибосопряжений в ЛМ

Тип механизма	Качение	Скольжение	Верчение
ПРВМ	Основной тип	+	+
ШВП	Основной тип	+	+
НВП	Основной тип	+	
ВРП	+		

При разработке методики испытаний пар трения ЛМ важно использовать универсальный подход к кинематике стенда и нагрузочным параметрам. Из литературы известно, что испытания ПСМ проводят как на натуральных образцах ЛМ, так и на

модельных. В работе [1] представлены результаты испытаний роликово-винтового механизма платформы для позиционирования двигателя спутника ARTEMIS. Момент сопротивления от трения в испытательном узле авторы оценивали косвенно – по потребляемому току двигателя, рис. 1.

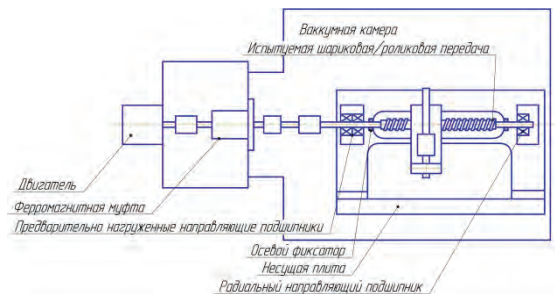


Рис.1.Схема стенда для испытаний роликово-винтового механизма в вакууме Европейской лаборатории космической трибологии.

К испытаниям натуральных механизмов также можно отнести стенд для испытаний осевого шарикоподшипника в вакууме. Для создания дополнительной нагрузки на шарики нижнюю обойму устанавливают с эксцентриситетом от 0 до 3,06 мм [2].

Для проведения модельных испытаний широко используются четырехшариковая машина, стенд «палец-диск», спиральный трибометр.

Широкое распространение за рубежом получил метод срабатывания определенного количества ПСМ (20...60мг) на спиральном трибометре. Кинематика испытательного узла трибометра представляет собой шарик между плоскими дисками, один из которых вращается, рис.2. Шарик при вращении одного из дисков перемещается по спиралевидной траектории. Ресурс ПСМ оценивается количеством оборотов диска до момента повышения коэффициента трения. Отличительная особенность этого трибометра заключается в том, что весь нанесенный на шарик смазочный материал многократно поступает в зону контакта, в результате чего происходит его деструкция (срабатывание).

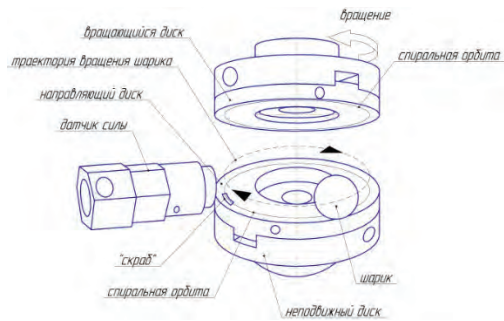


Рис.2. Кинематическая схема спирального орбитального трибометра

**Методика испытаний и стенды.** Суть разработанной методики испытаний заключается в срабатывании небольшого количества ПСМ (~25 мг) в осевом подшипнике качения при режимах нагружения, характерных для рассматриваемого ЛМ. Смазочный материал наносили на рабочие поверхности колец. Регистрировали количество оборотов подшипника, соответствующее моменту устойчивого роста коэффициента трения. Этот показатель использовали в качестве критерия работоспособности ПСМ. В качестве образцов использовали осевые подшипники фирмы NTN 84104 (внутренний диаметр 20 мм, наружный – 35 мм, диаметр роликов – 5,5 мм). Режимы испытаний: частота вращения – 50 об/мин; усилие на образец – 2000 Н ( $\sigma_{max} - 0,88\text{ГПа}$ ); температура образца при номинальном режиме – 25-30<sup>0</sup> С.

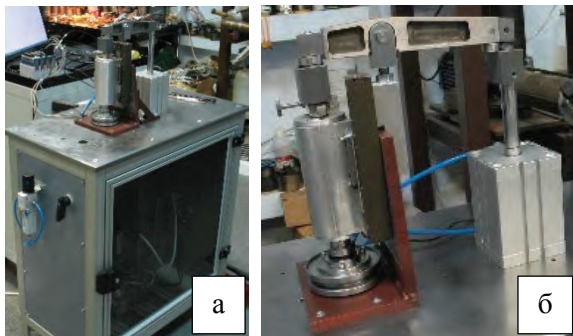


Рис.3. Стенд для испытаний ПСМ на воздухе  
Испытания в воздушной атмосфере проводили на разработанном стенде, рис.3 (а – общий вид; б – испытательный узел).



Рис.4. Стенд для испытаний ПСМ в вакууме  
Отличительные особенности: электрически изолированные кольца образцов, пневматическая система нагружения, измерительно-управляющая

система на базе LabVIEW. Для испытаний ПСМ в вакууме модернизировали вакуумную систему стенда, рис.4. Кинематика испытательного узла двух стендов аналогична. Ввод вращения в камеру осуществляется через электромагнитную муфту.

**Результаты испытаний.** Изменение коэффициента трения и температуры неподвижного кольца подшипника в процессе опыта имеет повторяющийся вид, рис.5. Некоторое различие состоит в темпе нарастания коэффициента трения при срабатывании смазки. Его увеличение при срабатывании ПСМ сопровождается ростом температуры подшипника. Стабильные значения коэффициента трения роликоподшипника с испытанными ПСМ находились в диапазоне 0,0043...0,0068.

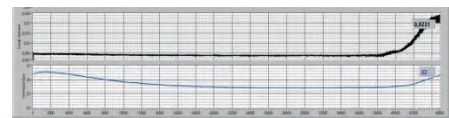


Рис.5. Протокол испытаний пластичного смазочного материала в воздушной атмосфере

ПСМ на базе ПЭФ при испытаниях в воздушной атмосфере показали более высокий ресурс, чем смазки на основе кремнийорганики. Тип загустителя изменяет ресурс ~ на 75%, рис.6.

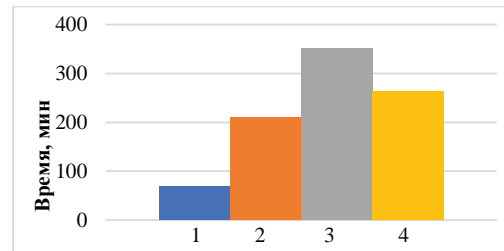


Рис.6. Результаты испытаний пластичных смазок на ресурс (1 – пластичная смазка на основе кремнийорганики, 2,3,4 – на базе ПЭФ с различными загустителями)

**Выводы:** Из литературных источников видно, что в настоящее время для сравнения ПСМ прецизионных пар трения по ресурсу применяется метод срабатывания малых количеств смазочного материала на орбитальных трибометрах.

Результаты испытаний отечественных ПСМ показали, что разработанная методика и испытательное оборудование позволяют надежно ранжировать ПСМ по ресурсу.

[1] Falkner M., Nitschko T., Supper, L., Traxler, G., Zemann, J., and Roberts, E., "Roller Screw Lifetime under Oscillatory Motion: From Dry to Liquid Lubrication," 10th European Space Mechanisms and Tribology Symposium (ESMATS), San Sebastian, Spain, Sept. 24–26, pp. 297–301.

[2] Jones W.R. Jr, Jansen M. J. Lubrication for space applications. NASA/CR – 2005-213424. NASA Center for Aerospace information. 2005, 38 pages.

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ ПРИ КОНТАКТНЫХ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯХ

А.Ю. Албагачиев<sup>1,2</sup>, А.А. Сотников<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия,

<sup>2</sup>Московский технологический университет, Москва, Россия

Проанализировано развитие расчета коэффициента распределения тепловых потоков и предложена усовершенствованная формула.

**Ключевые слова:** трение, обработка, тепловой поток, коэффициент, контакт.

При механической обработке или трения, ударов возникающих при эксплуатации деталей машин в результате упругой, пластической или упругопластической деформации в поверхностном объеме происходит нагрев. Генерируемый на контакте тепловой поток распределяется между инструментом и заготовкой, если мы рассматриваем механическую обработку, или между трущимися и соударяющимися поверхностями деталей при эксплуатации. Таким образом, возникает задача правильного учета распределения тепловых потоков между контактирующими телами. Количественно это выражается через коэффициент распределения тепловых потоков показывающего, какая часть общего теплового потока поступает в одну и в

другую контактирующую поверхность. Существует несколько аналитических зависимостей для его определения.

Для неподвижного контакта и малых скоростей Блок и Егер определяют коэффициент

$$\alpha = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2}, \quad (1)$$

где  $\lambda_1, \lambda_2$  - коэффициенты теплопроводности тел находящихся в контакте.

Шаррон (Charгон) предложил рассчитывать коэффициент распределения тепловых потоков при стационарном трении и единичном контакте по формуле

$$1 - \alpha = \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}, \quad x = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (2)$$

где  $1 - \alpha$  - часть теплового потока, идущего в первый элемент пары трения;  $\lambda_1 c_1 \rho_1$  -- теплопроводность, теплоемкость, плотность первой поверхности,  $\lambda_2 c_2 \rho_2$  - характеристики материала второй поверхности.

Хассельгрубер (Hasselgruber) для нестационарных условий трения предложил коэффициент распределения тепловых потоков определять по формуле

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{b_2 c_2}{b_1 c_1} \sqrt{\frac{a_1}{a_2}}}, \quad (3)$$

где  $a_1, a_2$  - температуропроводность первого и второго тела, соответственно;  $b_1, b_2$  - размер тел в направлении нормального линейного теплового потока.

А.В. Чичинадзе, введя эффективный теплопоглощающий объем и учитывая коэффициент взаимного перекрытия, получил выражение

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{k_{\text{вз}} b_{2\text{эф}}}{b_{1\text{эф}} c_1} \sqrt{\frac{a_1}{a_2}}}, \quad (4)$$

где  $b_{1\text{эф}}, b_{2\text{эф}}$  - эффективная глубина проникновения теплового импульса для первого и второго тел;  $k_{\text{вз}}$  - коэффициент взаимного перекрытия контактирующих поверхностей.

Для подвижного и квадратного теплового источника при установившейся температуре А.В. Чичинадзе получено:

$$\alpha = \frac{\sqrt{d \lambda_2 c_2 \rho_2}}{\sqrt{L \lambda_2 c_2 \rho_2} + \sqrt{d \lambda_2 c_2 \rho_2}} \quad (5)$$

где  $d$  - средний диаметр пятна контакта,  $L$  - путь трения

Рассмотрим тепловой баланс для контактного процесса резания или трения. Общее количество теплового потока выражаем

$$Q = PVfT, \quad (6)$$

где  $P$  - сила;  $V$  - скорость;  $f$  - коэффициент трения;  $T$  - время контакта.

Он распределится между контактирующими поверхностными объемами двух тел.

$$Q = Q_1 + Q_2; \quad PVfT = Q_1 + Q_2. \quad (7)$$

Тепловые потоки в теплопоглощающих объемах первого и второго тела, определим по формулам

$$Q_1 = sh_1 c_1 \theta_{1cp}; \quad Q_2 = sh_2 c_2 \theta_{2cp} \quad (8)$$

где  $s$  – площадь контакта;  $h_1, h_2$  – глубина распространения теплового импульса в первом и во втором теле;  $\theta_{1cp}, \theta_{2cp}$  – средняя температура объема первого и второго тела.

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{1,73A\rho_1 c_1 \theta_{1cp} \sqrt{a_1 t}}{1,73A\rho_2 c_2 \theta_{2cp} \sqrt{a_2 t}} = \frac{\rho_1 c_1 \theta_{1cp} \sqrt{\frac{\lambda_1}{c_1 \rho_1}}}{\rho_2 c_2 \theta_{2cp} \sqrt{\frac{\lambda_2}{c_2 \rho_2}}} = \frac{\theta_{1cp} \sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\theta_{2cp} \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \quad (10)$$

Из выражения (5) после преобразования с учетом (8) получим:

$$Q_2 = \frac{P V f T \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}}}{(\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 \theta_{1cp}} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}})} \quad (11)$$

Подставляя (4) и (10) в (5) определим  $Q_1$ :

$$Q_1 = P V f T \left( 1 - \frac{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 \theta_{1cp}} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}}} \right), \quad (12)$$

$$\alpha = \frac{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1 \theta_{1cp}} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2 \theta_{2cp}}}, \quad (13)$$

Как частный случай при равенстве средних объемных температур из (12) получим выражение для определения  $\alpha$  аналогичное Шаррону.

Так как  $Q_1 = (1 - \alpha) Q$ , то тепловой поток поглощенный вторым телом определится, как:

$$\begin{aligned} Q_2 &= Q - (1 - \alpha) Q; \\ Q_2 &= \alpha Q = \alpha P V f T \end{aligned} \quad (14)$$

В подавляющем большинстве практических случаев обработки наблюдается отличие средних, объемных температур, например у резца и заготовки, алмазного наконечника и выглаживаемой детали и т.д.

Для расчета средней объемной температуры следует вычислять интеграл

$$\theta_{1,2cp} = \int_0^{h_{1,2}} \theta_{1,2}(z_{1,2}, t) dz_{1,2}. \quad (15)$$

Такое вычисление упростится, если на поверхности трущейся заготовки температура достигла температуры плавления, а на глубине от поверхности  $h_1$  в конце времени контакта ее величина не превышает начальную температуру  $\theta_0$ .

По-видимому отсутствие в формулах (1)–(5) учета изменения объемной температуры и допущения постоянства тепловых потоков, а также постоянства самого коэффициента распределения тепловых потоков при повторном контактировании является причиной расхождения расчетных данных на порядок. В основном эти формулы пригодны, по

Глубину теплового импульса определим, как:

$$h_{1,2} = 1,73 \sqrt{a_1 t}, \quad h_2 = 1,73 \sqrt{a_2 t}, \quad (9)$$

Отношение поглощенных тепловых потоков двумя телами с учетом (6),(7) имеет вид

нашему мнению, для единичного, первого контакта. На практике нагретый от предыдущих контактов с заготовкой инструмент деформирует холодный объем заготовки. В этом случае начальный момент времени контакта температура инструмента и заготовки будет отличаться. И это отличие будет наблюдаться до тех пор, пока не наступит тепловое равновесие между ними. Кроме этого, в объеме первого контактирующего тела (если он обладает низкими теплофизическими свойствами) может наступить быстрое насыщение, а у второго тела оно за время контакта может вообще не наступить.

С учетом вышесказанного нами разработана расчетная методика определения коэффициента распределения тепловых потоков при повторном контактировании ( многократное соударение, повторно- кратковременное трение и т.д.)

$$\alpha_T = \sum_{i=1}^n \alpha^i (\lambda_i, c_i, \rho_i), \quad (16)$$

Где  $n$  – количество контактов;  $i$  – номер текущего контакта; для инженерных расчетов  $\alpha$  определяется с использованием зависимости Шаррона (13).

Расчетные данные, полученные с использованием формулы (16) показали, что после 8...10 повторных контактов наступает стабилизация коэффициента распределения тепловых потоков.

1. Мышкин Н.К., Петроковец М.И. Трение, смазка, износ. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2007. 368с
2. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Под ред. А. В. Чичинадзе. — М.: Машиностроение, 2001.
3. Blok H. Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions. — Proc. Inst. Mech. Eng. London. 1937. V.2. P. 222-235.
4. Jaeger J. C. Moving sources of heat and the temperature at slidin surfaces. — Proc. Roy. Soc. NSW. 1942. V.76. P. 203-224.
5. Трение, износ и смазка. Справочник. Под редакцией А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2003, 576 с.
6. Фадеев Л.Л., Албагачиев А.Ю. Повышение надежности деталей машин. – М.: Машиностроение, 1993, 96 с.



## МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭВОЛЮЦИИ МИКРОСТРУКТУРЫ В ПРОЦЕССЕ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КОЛЕЦ ИЗ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ6

А.И. Алимов<sup>1,2</sup>, С.А. Евсюков<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [alimov\\_ai@bmstu.ru](mailto:alimov_ai@bmstu.ru)

<sup>2</sup>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

В работе проведен анализ методов моделирования эволюции микроструктуры титановых сплавов в процессе обработки давлением. Разработана методика прогнозирования микроструктуры титанового сплава ВТ6 при обработке давлением, учитывающая динамическую глобуляризацию, прямое и обратное полиморфное превращение. Установлено влияние режима деформирования на величину средней объемной доли глобулярной структуры сплава ВТ6 при ковке и последующей раскатке колец.

**Ключевые слова:** эволюция микроструктуры, глобуляризация, титановые сплавы, обработка давлением.

### Введение

Одними из наиболее широко применяемых материалов в современной технике являются титановые сплавы. Из данных сплавов производят детали авиационных и ракетных двигателей, оборудование химической промышленности, машиностроения и энергетики, используемые при температуре до 600 °С. Как правило, детали из титановых сплавов являются высоконагруженными ответственными деталями, поэтому к ним предъявляются повышенные требования к точности, механическим и эксплуатационным свойствам и их стабильности, макро- и микроструктуре.

Одним из основных методов производства деталей из титановых сплавов является обработка давлением. Это связано с тем, что для многих титановых сплавов пластическая деформация является не только способом формоизменения, но и средством получения требуемой микроструктуры в отличие от большинства сталей и алюминиевых сплавов, в которых требуемую микроструктуру можно получить термической обработкой.

Процесс изготовления заготовок из титановых сплавов обработкой давлением чаще всего состоит из нескольких операций пластической деформации, между которыми происходит их остывание, что влечет за собой подогрев или полный нагрев. Завершается процесс термической обработкой, состоящей из закалки и старения.

Выбор правильных режимов деформации и термообработки для титановых сплавов особенно важен, так как их механические свойства очень сильно зависят от типа и параметров микроструктуры. При неправильном выборе режима деформации в титановых сплавах могут произойти необратимые микроструктурные изменения, которые нельзя будет исправить термической обработкой.

Низкая теплопроводность и высокий фактор трения титановых сплавов являются причиной локализации деформации и формирования неоднородной структуры при деформации за счет динамической рекристаллизации. При этом в зонах интенсивной деформации за счет теплового эффекта деформации температура металла может значительно

превышать температуру фазового превращения сплава, что сопровождается переходом материала в однофазную область и формированием пластинчатой структуры при последующем охлаждении. Кроме того, из-за колебаний химического состава в пределах допуска диапазон колебаний температуры полного полиморфного превращения титановых сплавов может составлять до 100 °С, что затрудняет назначение рациональных режимов обработки давлением.

При последующей выдержке при высокой температуре возможно прохождение статической или метадинамической рекристаллизаций, которые также вносят свой вклад в формирование микроструктуры.

Указанные факторы приводят к невозможности прогнозировать микроструктуру конечного изделия, а также нестабильности получаемой микроструктуры поковок двухфазных титановых сплавов, что, в свою очередь, приводит к нестабильности получаемых механических свойств.

### Методы моделирования эволюции микроструктуры титановых сплавов при обработке давлением

С бурным развитием вычислительной техники и метода конечных элементов стало возможно использование численных методов для прогнозирования микроструктуры.

Для моделирования изменения микроструктуры используются:

- узловые модели [1]
- метод Монте-Карло-Поттс [2];
- искусственные нейронные сети [3];
- модель клеточных автоматов [4];
- модель Джонсона-Мейла-Аврами-Колмогорова [5];
- мезомасштабная модель [6];
- модель фазового поля [7];

Большинство из перечисленных выше моделей в основном касаются теоретических исследований и пока не используются для моделирования и прогнозирования микроструктуры в технологических процессах. Кроме того, рассчитывается только одно из возможных превращений: глобуляризация или об-



### Моделирование эволюции микроструктуры в процессе изготовления колец из титанового сплава ВТ6

Основными технологическими факторами, оказывающими влияние на напряженно-деформированное и температурное состояния при ковке на молоте заготовок из сплава ВТ6, являются начальная температура заготовки, выдержка между ударами, общая степень деформации при осадке. Каждый из этих факторов варьировался на трех уровнях.

Ковка кольцевой заготовки состоит из следующих операций (Рис. 2):

- а) охлаждение на воздухе в течение 20 с;
- б) охлаждение на нижней плите в течение 3 с;
- в) осадка с определенной паузой между ударами до высоты 83 мм;
- г) охлаждение на нижней плите в течение 30 с;
- д) прошивка отверстия  $\varnothing 120$  мм с заданной паузой между ударами;
- е) пробивка перемычки.

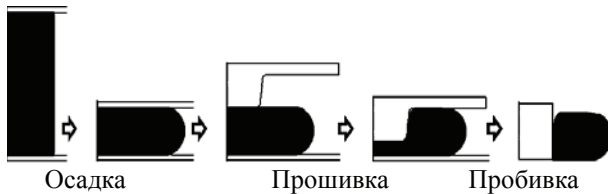


Рис.2. Последовательностьковки кольцевой заготовки из сплава ВТ6

Начальная температура задавалась относительно температуры полного полиморфного превращения сплава ВТ6.

Общая степень деформации задавалась путем изменения исходной высоты заготовки.

Был разработан полнофакторный план эксперимента  $3^3/9$ , позволяющий исследовать влияние данных факторов на долю глобулярной структуры.

В результате моделирования было получено распределение объемной доли глобулярной структуры по сечению заготовки и рассчитано среднее значение объемной доли глобулярной структуры

Была построена зависимость объемной доли глобулярной структуры от начальной температурыковки ( $T$ ), времени выдержки между ударами ( $t$ ) и степени деформации при осадке ( $\epsilon$ ):

$$\bar{X}_{\text{глоб}} = 1,733 \cdot 10^{-3} T \epsilon + 0,048 t \epsilon + 2,911 \epsilon^2 - 5,183 \epsilon + 3,372 \cdot 10^{-4} T t - 3,784 \cdot 10^{-3} t^2 - 0,247 t - 14,053 + 0,04 T - 2,582 \cdot 10^{-5} T^2 \quad (5)$$

Увеличение средней объемной доли глобулярной структуры при раскатке незначительно зависит от начальной температуры и скорости оправки и составляет в среднем 0,2.

Средняя объемная доля глобулярной структуры после раскатки во всех исследованных случаях была более 90%. Наибольшая объемная доля глобулярной

структуры (около 94%) наблюдалась при начальной температуре 925 °С.

### Выводы

1. Ковка играет определяющую роль в формировании глобулярной структуры при изготовлении колец из сплава ВТ6. Брак, получаемый на стадииковки, последующей раскаткой не может быть исправлен.
2. Полученная математическая зависимость средней объемной доли глобулярной структуры от начальной температурыковки, времени выдержки между ударами и степени деформации при осадке аппроксимирует данные моделирования с множественным коэффициентом детерминации, равном 0,975.
3. Разработанная математическая модель технологического процесса изготовления колец из сплава ВТ6 позволила спрогнозировать получение поковок с рациональной микроструктурой. Для получения наибольшей объемной доли глобулярной структуры колец необходимо:
  - снижать начальную температурыковки до  $T_{\text{III}} - 80$  °С;
  - увеличивать время выдержки между ударами до 5-8 с;
  - увеличивать относительную степень деформации при осадке до 0,77;
  - проводить раскатку с начальной температурой  $T_{\text{III}} - 80$  °С;
  - задавать скорость оправки от 2 до 4 мм/с.

1. Maurice C.L., Humphreys F.J. 2- and 3-d curvature driven vertex simulations of grain growth // Grain Growth in Polycrystalline Materials. 1998. Vol. 3. P. 81–90.
2. Chun Y.B., Semiatin S.L., Hwang S.-K. Monte Carlo modeling of microstructure evolution during the static recrystallization of cold-rolled, commercial-purity titanium // Acta materialia. 2006. Vol. 54. № 14. P. 3673–3689.
3. Kusiak J., Kusiak R. Modelling of microstructure and mechanical properties of steel using the artificial neural network // Journal of materials processing technology. 2002. Vol. 127. № 1. P. 115–121.
4. Microstructure prediction of the austenite recrystallization during multi-pass steel strip hot rolling: A cellular automaton modeling / C. Zheng [et al.] // Computational Materials Science. 2008. Vol. 44. № 2. P. 507–514.
5. Modelling for the dynamic recrystallization evolution of Ti–6Al–4V alloy in two-phase temperature range and a wide strain rate range / G. Quan [et al.] // Computational Materials Science. 2015. Vol. 97. P. 136-147.
6. Raabe D. Mesoscale simulation of recrystallization textures and microstructures // Advanced Engineering Materials. 2001. Vol. 3. № 10. P. 745.
7. Chen L.-Q. Phase-field models for microstructure evolution // Annual review of materials research. 2002. Vol. 32. № 1. P. 113–140.
8. Алимов А.И. Совершенствование технологии изготовления колец из титанового сплава ВТ6 путем определения рациональных режимов деформирования: дис. ... канд. техн. наук. Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017. 160 с.

## ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРОСТОЙКИЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ ДЛЯ УЗЛОВ ТРЕНИЯ АВИАЦИОННО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ

В.В. Алисин, М.Н. Рощин, А.И. Лукьянов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [vva-imash@yandex.ru](mailto:vva-imash@yandex.ru)

Тенденции развития узлов трения перспективных авиадвигателей определяются необходимостью повышения температуры рабочего газа в условиях, когда масса устройств охлаждения уже сильно влияет на удельный вес авиадвигателя. Работа посвящена высокотемпературным лабораторным трибологическим испытаниям ряда перспективных композиционных материалов.

### Введение

К наиболее сложным задачам современного двигателестроения относится освоение высоких температур рабочего газа. Современные тенденции в двигателестроении строятся на стремлении увеличить тяговый КПД в основном за счет повышения термического КПД, т.е. повышения рабочей температуры газа, что ведет не только к увеличению тяги, но и уменьшению расхода топлива. Например, компания Rolls-Royce представила проект амбициозного двигателя UltraFan, который должен быть экономичнее на 25%, чем выпускаемые двигатели [1]. Однако в современном двигателе треть массы авиадвигателя приходится на системы охлаждения подшипников и смазку. Увеличение температуры газа еще более усложняет проблему уменьшения удельного веса двигателя. Отказ от системы смазки в условиях применяемых сегодня материалов невозможен, т.к. это приведет к катастрофическому снижению надежности и ресурса работы узлов трения –важнейшим технико-экономическим показателям совершенства двигателей, их качества и конкурентоспособности на мировом рынке. В настоящий момент во всем мире ведется поиск материалов и технологий для работы без смазки в условиях высоких температур. Особенно важна разработка «сухого» подвеса роторов [2]. В США упор делается на электромагнитный подвес, в Китае на керамические самосмазывающиеся композиты. В основных центрах по исследованию высокотемпературных керамик триботехнического назначения - ONERA (Франция, Office National d'Etudes et de Recherches Aeronautiques), Филиалы ONERA расположены в Париже, Тулузе, Лиле.; NASA Glenn Research. Center in Cleveland, Ohio; CIRA - Centro Italiano Ricerche Aerospaziali. Capua, Italy; Institute of engineering (Under West Bengal University of Technology), West Bengal, India; Center for Composite Materials, Harbin Institute of Technology, Defense Key Laboratory for Advanced Composites in Special Environment, Harbin 1, PR China [3-5] и других, в основном изучают композиционные материалы с керамической матрицей на основе боридов циркония,

т.к. они имеют более высокую температуру плавления в сравнении с оксидами циркония. Гиперзвуковые полеты, повторный вход и двигательные аппараты, независимо от их конструкции, требуют высокотемпературной стойкости материалов. В этих экстремальных термических средах представляют интерес бориды циркония армированные углеродными нанотрубками с помощью воздействия плазменной струи дугового разряда [5]. Недостатком этого класса материалов является малая трещиностойкость, что делает нежелательным их применение в узлах трения авиационно-космической техники, которые как правило работают в условиях вибрации и динамического нагружения.

**Целью** данной работы является изучение трибологических свойств температуростойких композиционных материалов и самосмазывающейся металлокерамики с пропиткой парами селена применительно к тепловым двигателям авиационной и космической техники будущего.

Известно более 300 керамических материалов обладающих температурой плавления более 2000 °С пригодных для изготовления матрицы. Материалов с уд. весом менее 6 г/см<sup>3</sup>, и температурой плавления более 2500 °С около 2-х десятков. Узлы трения, как правило, работают в условиях динамических нагрузок, поэтому одним из важнейших требований к керамикам триботехнического назначения является характеристика трещиностойкости. Среди всех известных керамических материалов наибольшей трещиностойкостью обладают керамические композиционные материалы с матрицей из диоксида циркония. Основное условие реализации режима внешнего трения заключается в том, что взаимодействие между твердыми телами при трении имеет двойственную атомно-молекулярную и механическую природу, которое реализуется в зонах фактического контакта. Дискретный характер контакта неровностями поверхности вследствие шероховатости и волнистости.

Порог внешнего трения по И.В. Крагельскому

$$h/R < 1/2 (1 - 6q/H), \quad (1)$$

где  $h$  – контактное сближение;  $R$  – радиус неровностей;  $q$  – прочность адгезионных связей на срез;  $H$  – твердость.

Для работы узлов трения без смазки в условиях высоких температур необходимо создавать режим граничного трения. Известные способы регенерации режима граничного трения – методы «ротапринта» И.В. Крагельского, магнито-порошковой смазки В.Г. Павлова и др. малопригодны для решения современных задач высокотемпературной трибологии.

Основные характеристики, по которым проводится выбор керамических материалов для применения в узлах трения:

$E$  – модуль упругости;  $H$  – твердость;

$K_{1c}$  – критический коэффициент интенсивности напряжений;

$K_n$  – коэффициент необратимых деформаций;

$(H \times K_n)$  – основной критерий выбора материала.

В таблице 1 приведены результаты испытаний легированных ЧСЦ редкоземельными элементами кристаллов ЧСЦ на кинетическое микроиндентирование:

Таблица 1.

Результаты испытаний кристаллов ЧСЦ, легированных РЗЭ на кинетическое микроиндентирование:

№ образца	HV, Vickers (micro)	$K_n$	$HV \cdot K_n$
1	1674	0,535	889
2	1717	0,506	872
3	1707	0,479	765
4	1795	0,499	896
5	1667	0,521	860
6	1716	0,506	871
7	1729	0,516	920
8	1780	0,492	876
9	1666	0,508	846
10	1773	0,502	889
11	1784	0,472	842
12	1746	0,480	839
13	1774	0,503	893
14	1676	0,511	856

Целевые индикаторы, приведенные в таблице 2, основаны на требованиях европейского проекта ATLLAS (Aerodynamic and Thermal Load Interactions with Lightweight Advanced Materials for High Speed Flight) полученных аэрокосмическом научно-исследовательском центре ONERA (Франция) на материалах  $ZrB_2$  (60 об. %) +  $SiC$  (20 об. %) +  $TaSi_2$  (20 об. %) и  $ZrB_2$  (80 об. %) +  $SiC$  (20 об. %).

Физические принципы создания нового поколения самосмазывающихся композитов с керамической матрицей для работы в условиях высоких температур основаны по Гипотезе (принцип Васильева-Сэвиджа) – при трении твердосмазочных материалов в точках фактического контакта создается смазочный слой из адсорбированных молекул.

Керамический материал может быть антифрикционным в условиях высоких температур, если содержит наполнитель, который при нагреве выделяет пар халькогена

Таблица 2.

Целевые индикаторы кристаллов ЧСЦ:

Композит	H, ГПа	$K_{1c}$ МПа* $M^{1/2}$	E, ГПа	Примеч.
$ZrB_2/SiC$	20,9	4,3	465	ATLLAS
$ZrB_2/SiC/TaSi_2$	18,1	4,4	446	ATLLAS
$Y_2O_3 + 1\%Ce$ (ЧСЦ кристалл)	16,9	11	250	

Создан стенд для насыщения металлокерамики парами селена и теллура. Проведены исследования механических свойств поверхностей трения методом кинетической склерометрии и результаты испытания материалов на трение и износ в условиях нагрева поверхностей трения до 700 °С, а также в условиях скольжения до 100 м/с. Эксперименты проводились на следующем оборудовании:

- склерометрические испытания на кинетическом микротвердомере (система микроиндентирования Микро-Hardness Tester на основе компактной платформы CSM-Instruments MHT-Z-AE-000 (Швейцария). Разработанная методика испытаний позволяет оптимизировать состав и количество легирующих элементов по критерию необратимых деформаций путем записи диаграммы нагружения и разгрузки индентора в соответствие со стандартом ISO/DIS 14577. Метод позволяет выявлять кинетические и структурные закономерности деформации образцов;
- горячие испытания на трение на специальном стенде с возможностью нагрева узла трения до 1000 °С по схеме «диск-палец»;
- высокоскоростные (до 100 м/с) испытания на трение на модернизированной машине трения типа УМТ по схеме «диск-палец».

На рис.1 представлены результаты измерения микротвердости кристалла ЧСЦ при нагреве

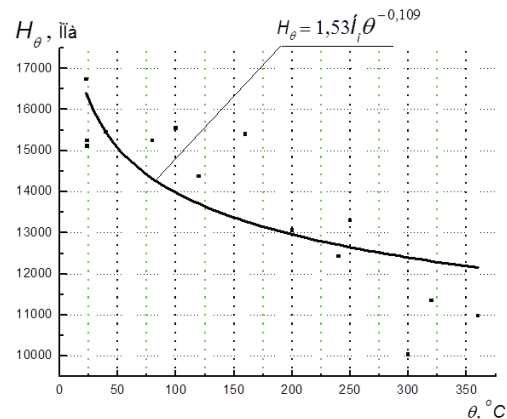


Рис. 1. Влияние температуры на микротвердость кристаллов ЧСЦ.

На основе этих экспериментов из кристаллов ЧСЦ были изготовлены и испытаны втулки подшипника поворотного устройства лопаток направляющего аппарата осевого компрессора (Патент РФ на изобретение № 2395012. от 20.07.2010). Параметры испытаний трения при трении без смазки при возвратно поступательном движении при  $p = 2,7$  МПа,  $v = 1,2$  см/сек. Сравнение с парой трения ВЖЛ – ВТ9 (альфированный) показало, что ресурс работы увеличился более 20 раз, а коэффициент трения уменьшился в 3 раз. На рис. 2 и рис.3 приведены результаты испытаний на трение пары трения 40X13 – циркониевая керамика ( $ZrO_2 + Al_2O_3$  температура спекания 1700 °С, 1 час).

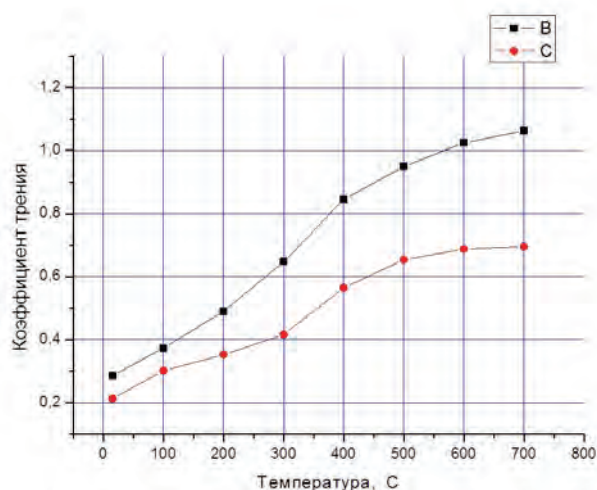


Рис. 2. Влияние температуры на коэффициент трения: В – уд. нагрузка 0,22 МПа; С - уд. нагрузка 0,5 МПа.

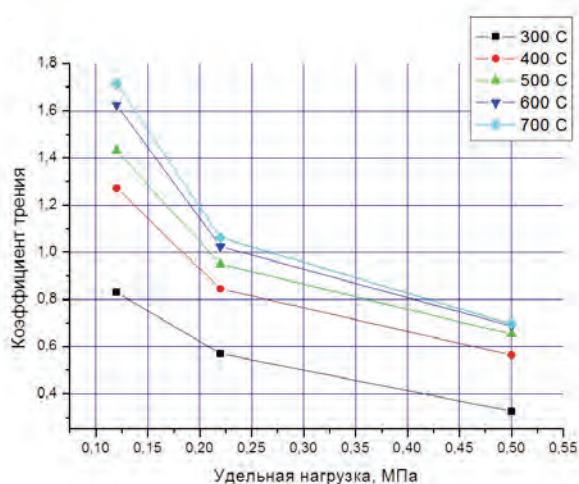


Рис. 3. Влияние удельной нагрузки на коэффициент трения

На рис. 4 приведены результаты высокоскоростных триботехнических испытаний. Эксперименты выполнены с перспективными материалами для высокоскоростного узла трения, а именно: углерод-углерод композиционный материал

(Термар), кристаллы ЧСЦ легированные церием и неодимом, металлокерамический композит, обработанный в парах селена. Основным критерием отбора материала был коэффициент трения. Эксперименты показали, что селенирование является высокоэффективной технологической операцией, позволившей почти в 3 раза уменьшить коэффициент трения в сравнении с кристаллом ЧСЦ.

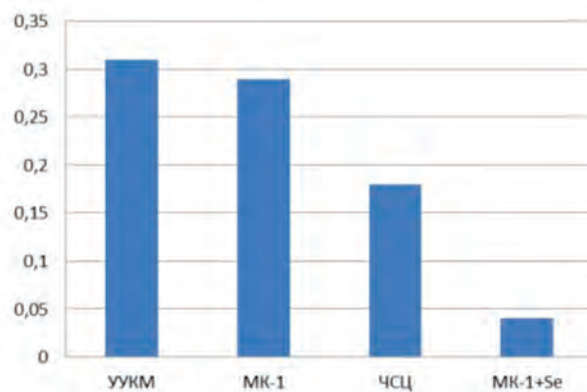


Рис. 4. Коэффициент трения самосмазывающегося металлокompозита при скорости скольжения 97,4 м/с и нагрузке 0,68 МПа.

#### Выводы.

Методом кинетического индентирования исследованы механические характеристики и пластичность керамических материалов и кристаллов кристаллы частично стабилизированного диоксида циркония определены составы, оптимальные для изготовления высокотемпературных узлов трения. наиболее высокими антифрикционными свойствами обладают материалы при содержании стабилизирующего оксида иттрия 2,8 и 3,7мол%, дополнительно легированных оксидами церия, неодима и кобальта.

1. <http://www.ato.ru/content/rolls-royce-gotoviti-aviadvigateli-sleduyushchego-pokoleniya>.
2. Скибин В.А., Солонин В.И., Цховребов М.М. Сердца отечественных самолетов надо спасать. Независимая газета, 20.10.2000/ [http://nvo.ng.ru/armament/2000-10-20/6\\_save.html](http://nvo.ng.ru/armament/2000-10-20/6_save.html).
3. Ambreen N., Ariharan S. Kantesh B. ZrB<sub>2</sub> – based ultra high temperature ceramics: Application under extreme environment// Directions, 2015, Vol. 15, No. 1, P. 55-65.
4. Monteverde A. Ultra-high temperature HfB<sub>2</sub>-SiC ceramics consolidated by hot-pressing and spark plasma sintering// Journal of Alloys and compounds, 2007, V.428, P. 197-205.
5. He L.F., Lu X.P., Bao Y.W. High-temperature internal friction? Stiffness and strength of Zr-Al(Si)-C ceramics// Scripta Materialia, 2009, V. 61, P. 60-63.

## ПОСТРОЕНИЕ ПОЛНОЙ СИСТЕМЫ РАЗМЕРНЫХ СВЯЗЕЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗАГОТОВОК НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

О.В. Аникеева<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; [olesya-anikeeva@yandex.ru](mailto:olesya-anikeeva@yandex.ru)

В статье получены зависимости для построения полной системы размерных связей при обработке заготовок на металлорежущих станках. Рассмотрен пример выявления замкнутого контура при обработке модуля поверхностей. Работа полезна для научно-технических работников, изучающих проблемы и пути повышения точности металлорежущих станков.

**Ключевые слова:** металлорежущий станок, формообразующая система, размерные связи.

In work the dependencies are received to a building of a complete system functional relationship during the machining of work pieces on machine tools. As an example, the closed loop during processing of the module surfaces is identified. This work is useful for scientific and technical workers, studying the problems and ways to improve the accuracy of machine tools.

**Keywords:** machine tool, forming system, dimensional relationships.

### Цель

Постоянно действующим источником образования отклонений от точности у обработанных деталей являются геометрические погрешности узлов формообразующих систем (ФС) металлорежущих станков [1]. Выявление взаимосвязей между ними является основой для создания норм точности станков, связанных с размерами обрабатываемых заготовок и классом точности самих станков, соответствующих требуемой точности обработки. Действующие стандарты на нормы геометрической точности станков не охватывают все их уже известные компоновки [2], не позволяют обосновывать такие нормы для станков с новыми компоновками, а также содержат номенклатуры показателей точности, в которые включены не все показатели, оказывающие влияние на точность обработки деталей [3]. Для перехода от номенклатур к системам показателей геометрической точности станков необходимо выявление всех размерных связей, существующих при обработке заготовок.

Целью данной работы является получение зависимостей для построения полной системы размерных связей при обработке заготовок на металлорежущих станках.

### Материалы и методы

Основой для построения полной системы размерных связей является вариационный метод расчета точности станков [4], получивший дальнейшее развитие в работах [5, 6].

Уравнения номинальной обрабатываемой поверхности [4], векторного баланса точности и реальной обрабатываемой поверхности [5], включающие в свой состав только те погрешности станка, которые входят в соответствующий скалярный баланс  $\Delta r_n = (n^T \cdot \Delta r_0)$  имеют вид, соответственно:

$$r_0 = r_0(u, v, q_0), \quad (1)$$

$$\Delta r_0 = \varepsilon_0 r_0 + \delta r_0 + d r_0, \quad (2)$$

$$r = r_0 + \varepsilon_0 r_0 + \delta r_0 + d r_0, \quad (3)$$

где  $u, v$  – криволинейные координаты поверхности;  $q_0$  – вектор размерных параметров поверхности;  $q_0 = (q_{01}, \dots, q_{0m_1})^T$ ;  $m_1$  – количество составляющих вектора  $q_0$ ;  $t$  – символ транспонирования;  $n$  – единичный вектор нормали к обрабатываемой поверхности;  $\varepsilon_0 = \varepsilon_i$  ( $i = 0$ ),  $\varepsilon_i$  – матрица погрешности взаимного расположения  $S_{i-1}$ -ой и  $S_i$ -ой систем координат ФС, связанных с  $i-1$ -м и  $i$ -м узлами ФС:

$$\varepsilon_i = \begin{pmatrix} 0 & -\gamma_i & \beta_i & \delta x_i \\ \gamma_i & 0 & -\alpha_i & \delta y_i \\ -\beta_i & \alpha_i & 0 & \delta z_i \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad (4)$$

а  $\delta x_i, \delta y_i, \delta z_i$  – малые смещения системы координат  $S_i$  вдоль осей  $X, Y, Z$ ;  $\alpha_i, \beta_i, \gamma_i$  – малые углы поворота системы координат  $S_i$  относительно осей  $X, Y, Z$ .

Положение о том, что матрица  $\varepsilon_0$  полностью определяет только изменение положения обрабатываемой заготовки при обработке поверхности  $r_0$  относительно используемой технологической базы, а составляющие  $dr_0$  и  $\delta r_0$  в выражениях (6) и (7), определяют погрешности размера и формы для реально обработанной поверхности [7], было уточнено в ходе дальнейших исследований. Данное уточнение связано с тем, что малые погрешности, входящие в матрицу  $\varepsilon_0$  могут в общем случае включать в себя постоянные и переменные составляющие, т.е. данную матрицу в общем виде можно представить как  $\varepsilon_0 = \varepsilon_{0, \text{const}} + \varepsilon_{0, \text{var}}$ . Тогда, полностью определять изменение положения обрабатываемой заготовки будет матрица  $\varepsilon_{0, \text{const}}$ , а погрешности формы будет определять составляющая  $\varepsilon_{0, \text{var}} r_0 + \delta r_0$ .

Для деталей, у которых погрешности расположения обрабатываемых поверхностей заданы относительно конструкторских баз, не совпадающих с технологическими базами в [6] получены зависимости для определения величины угла  $\eta_{1,2}$  между двумя радиусами-векторами реальных обработанных поверхностей  $r_1(u, v)$  и  $r_2(u, v)$  и расстояния  $\rho(r_1, r_2)$  между этими радиусами-векторами:

$$\cos \eta_{1,2} = \frac{r_1 \cdot r_2}{|r_1| |r_2|}, \quad (5)$$

$$\rho(r_1, r_2) = \sqrt{(r_2(1,1) - r_1(1,1))^2 + (r_2(2,1) - r_1(2,1))^2 + (r_2(3,1) - r_1(3,1))^2}. \quad (6)$$

Выражения (1)-(6) позволяют сформировать систему размерных связей. При исследовании станков с параллельными и гибридными компоновками была установлена необходимость учета дополнительных замкнутых контуров, реализуемых механизмами параллельной структуры при определении векторного баланса точности и реальной обрабатываемой поверхности по выражениям (2) и (3) [7]. Для станков с последовательными типами компоновок ФС полагают, что имеется только один замкнутый контур обрабатываемая заготовка – станок – режущий инструмент, соответствующий функции формообразования, полная вариация которой используется при нахождении векторного баланса точности [4, 8]. Однако, даже при последовательном типе компоновки ФС, могут иметься дополнительные замкнутые контуры, не учитываемые при определении функции формообразования (рис. 1).

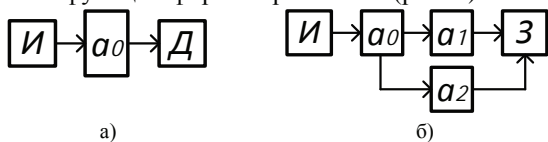


Рис. 1. Структуры ФС токарных станков: а – цепная [4]; б – цепная с дополнительным замкнутым контуром; И – режущий инструмент; З – обрабатываемая заготовка; а0 – общая часть ФС; а1, а2 – элементы ФС, соединенные с обрабатываемой заготовкой

Две структуры ФС соответствуют одному и тому же токарному станку при обработке заготовки без использования задней бабки (рис. 1,а) и с ее использованием (рис. 1,б), где а0 – продольный и поперечный суппорты, а1 – передняя бабка, а2 – задняя бабка. Очевидно, что на точность обработанной детали будут оказывать влияние геометрические погрешности самой задней бабки при ее использовании. Тогда, формирование полной системы размерных связей должно происходить с учетом этого замкнутого контура.

Пример. Выявим замкнутый контур при обработке модуля поверхностей МП Б312 [9] (рис. 2) на токарном станке (рис. 3).

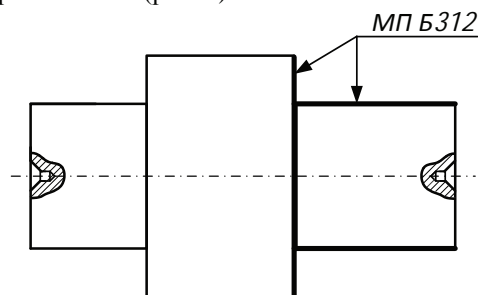


Рис. 2. Чертеж детали (адаптирован из [9])

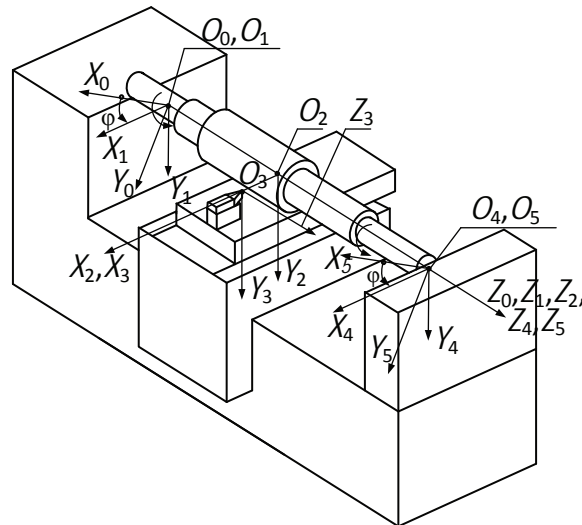


Рис. 3. ФС токарного станка с дополнительным замкнутым контуром

Функция формообразования этого станка при закреплении детали только в передней бабке при обработке точечным инструментом известна, и соответствует цепной структуре ФС токарных станков (рис. 1,а):

$$r_0 = A^6(\varphi)A^3(z)A^1(x)e^4 = (x \cdot \cos\varphi; x \cdot \sin\varphi; z; 1)^T, \quad (7)$$

где  $A^6(\varphi)$  – матрица поворота вокруг оси Z;  $A^3(z)$  и  $A^1(x)$  – матрицы перемещений вдоль осей Z и X, соответственно;  $e^4$  – радиус-вектор начала координат,  $e^4 = (0; 0; 0; 1)^T$ .

При обработке детали в центрах функция формообразования (7) соответствует ветви И–а0–а1–З на рис. 1,б. Однако, функция формообразования может быть получена и при рассмотрении другой ветви И–а0–а2–З (рис. 1,б):

$$r_0 = A^6(\varphi)A^3(l)A^3(z-l)A^1(x)e^4 = (x \cdot \cos\varphi; x \cdot \sin\varphi; z; 1)^T, \quad (8)$$

где  $l$  – расстояние между центрами, установленными в передней и задней бабках.

Уравнение для радиуса-вектора замкнутого контура  $r_{зк} = e^4$  не зависит от пути его обхода, и в матричном виде представляет собой выражение:

$$r_{зк} = A^6(\varphi)A^3(l)A^3(-l)A^6(-\varphi)e^4 \equiv Ee^4, \quad (9)$$

где  $E$  – единичная матрица.

Выражение для векторного баланса геометрических погрешностей станка, не связанного с обрабатываемой поверхностью, соответствующего выражению (7) дано в работе [4]. В соответствии с введенными системами координат на рис. 3 векторный баланс, соответствующий выражению (8), имеет вид:

$$r_0 = (\varepsilon_4 A^6(\varphi)A^3(l)A^3(z-l)A^1(x) + A^6(\varphi)\varepsilon_5 A^3(l)A^3(z-l)A^1(x) + A^6(\varphi)A^3(l)\varepsilon_1 A^3(z-l)A^1(x) + A^6(\varphi)A^3(l)A^3(z-l)\varepsilon_2 A^1(x) + A^6(\varphi)A^3(l)A^3(z-l)A^1(x)\varepsilon_3)e^4, \quad (10)$$

а после промежуточных преобразований выражения (10) его можно представить таким образом:



$$\Delta r_0 = \begin{pmatrix} \Delta_6 \cos \varphi - \Delta_7 \sin \varphi + \Delta_8 \\ \Delta_6 \sin \varphi + \Delta_7 \cos \varphi + \Delta_9 \\ \Delta_{10} \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (11)$$

где  $\Delta_6 = \beta_1(z-l) + \sum_{i=1}^3 \delta x_i + \delta x_5 + \beta_5 z$ ;

$$\Delta_7 = \left( \sum_{i=1}^2 \gamma_i + \sum_{i=4}^5 \gamma_i \right) x - \alpha_1(z-l) - \alpha_5 z + \sum_{i=1}^3 \delta y_i + \delta y_5;$$

$$\Delta_8 = z\beta_4 + \delta x_4; \quad \Delta_9 = \delta y_4 - z\alpha_4;$$

$$\Delta_{10} = \sum_{i=1}^5 \delta z_i - x\beta_4 \cos \varphi + x\alpha_4 \sin \varphi - x(\beta_1 + \beta_2 + \beta_5).$$

Вариация матрицы преобразований из выражения (9) будет тождественно равна нулевой матрице  $O$ :

$$\begin{aligned} & \varepsilon_5 A^6(\varphi) A^3(l) A^3(-l) A^6(-\varphi) + \\ & + A^6(\varphi) \varepsilon_4 A^3(l) A^3(-l) A^6(-\varphi) + \\ & + A^6(\varphi) A^3(l) \varepsilon_1 A^3(-l) A^6(-\varphi) + \\ & + A^6(\varphi) A^3(l) A^3(-l) \varepsilon_0 A^6(-\varphi) \equiv O \end{aligned}, \quad (12)$$

тогда после вычисления вариаций, из (12) получим следующую систему связей между геометрическими погрешностями узлов ФС станка:

$$\begin{cases} \gamma_0 + \gamma_1 + \gamma_4 + \gamma_5 = 0; \\ \beta_5 + (\beta_4 + \beta_1 + \beta_0) \cos \varphi + (\alpha_4 + \alpha_1 + \alpha_0) \sin \varphi = 0; \\ \alpha_5 + (\alpha_4 + \alpha_1 + \alpha_0) \cos \varphi - (\beta_4 + \beta_1 + \beta_0) \sin \varphi = 0; \\ \delta x_5 + (\delta x_4 + \delta x_1 + \delta x_0) \cos \varphi - (\delta y_4 + \delta y_1 + \\ + \delta y_0) \sin \varphi - l(\beta_1 \cos \varphi + \alpha_1 \sin \varphi) = 0; \\ \delta y_5 + (\delta x_4 + \delta x_1 + \delta x_0) \sin \varphi + (\delta y_4 + \delta y_1 + \\ + \delta y_0) \cos \varphi - l(\beta_1 \sin \varphi - \alpha_1 \cos \varphi) = 0; \\ \delta z_0 + \delta z_1 + \delta z_4 + \delta z_5 = 0. \end{cases} \quad (13)$$

Установленные ранее зависимости (1)-(6), а также полученные в данной работе связи между геометрическими погрешностями узлов ФС токарного станка (13) позволяют получить полную систему размерных связей при обработке цилиндрической и торцевой поверхностей, входящих в МП Б312.

### Результаты и их обсуждение

Установлено, что даже в станках, которые традиционно рассматривались, как имеющие цепную структуру ФС, могут существовать замкнутые контуры, реализуемые соответствующими узлами. В рассмотренном примере таким узлом является задняя бабка. Поэтому полученные ранее системы размерных связей [4, 5, 8, 10] не могут считаться полными, поскольку в этих работах рассматривалась обработка различных поверхностей на токарном станке без использования одного из узлов ФС - задней бабки. В связи с этим приведенные в указанных работах зависимости не включали геометрические погрешности данного узла ФС.

Отметим также, что использование однородных координат для получения уравнения для радиуса-вектора замкнутого контура (9) и вариационного метода расчета точности для получения выражения (12) позволили получить систему уравнений (13), которые, по сути, являются пространственными

размерными цепями. Это позволяет считать предложенный способ анализа замкнутых геометрических и кинематических контуров в машинах, перспективным для расчета пространственных размерных цепей, связанных не только с процессами обработки заготовок на станках, но и с процессами сборки машин.

Таким образом, на основе систематизации ранее выполненных исследований и предложенного в данной работе способа учета влияния замкнутых контуров в формообразующих системах станков на точность обработки, изложен подход к построению полной системы размерных связей.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 16-38-60049 мол\_а\_дк.

### Список литературы

1. Проников А.С. Программный метод испытания металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1985. – 288 с.
2. Долженкова, С.Б. Выявление геометрических погрешностей металлорежущих станочных систем влияющих на точность обработки / С.Б. Долженкова, А.Г. Ивахненко, В.В. Куц // Известия Курского государственного технического университета. – 2010. - № 2 (31). – С. 60-65.
3. Анисеева, О.В. Управление этапом планирования для повышения качества процесса ремонта металлорежущих станков: автореферат ... канд. техн. наук / О.В. Анисеева. – Курск, 2012. – 16 с.
4. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с.
5. Анисеева, О.В. Развитие вариационного метода расчета точности металлорежущих станков / О.В. Анисеева // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. - № 5, 2016. – С. 111-118.
6. Анисеева, О.В. Влияние параметров геометрической точности станков на отклонения расположения обработанных поверхностей / О.В. Анисеева, А.Г. Ивахненко, Д.Н. Крюков // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ» Том 9, №1 (2017) <http://naukovedenie.ru/PDF/52TVN117.pdf> (доступ свободный). Загл. с экрана. Яз. рус., англ.
7. Анисеева, О.В. Управление качеством при обработке заготовок на станках с параллельными и гибридными компоновками на основе системы размерных связей / О.В. Анисеева // Управление качеством в образовании и промышленности: сборник статей Всероссийской научно-практической конференции. – Севастополь: ФГАОУ ВО «СевГУ», 2017. – С. 11-17.
8. Хусаинов, Р.М. Моделирование показателей точности обрабатываемых поверхностей при токарной обработке под действием геометрических погрешностей металлорежущего станка / Р.М. Хусаинов, С.Ю. Юрасов, Р.Р. Зиятдинов, Г.К. Давлетшина, В.А. Гречишников, А.В. Исеев, П.М. Пивкин // СТИН. - № 9, 2016. – С. 32-35.
9. Базров Б.М. Модульная технология в машиностроении. М.: Машиностроение, 2001. 368 с.
10. Анисеева, О.В. К построению системы оценок точности обработанных поверхностей / О.В. Анисеева // Научно-технический вестник Поволжья. - № 6, 2016. – С. 33-37.

## DIRECT CONVERSION OF LIGHT ENERGY INTO ELECTRICAL ENERGY ON THE BASIS OF PLASMA TECHNOLOGY

Aramyan A.,<sup>1</sup> Martinez S. Yu.,<sup>2</sup> Santos M.R.,<sup>3</sup> Zuev V.<sup>4</sup>

<sup>1</sup>Institute of Applied Problems of Physics of National Academy of Sciences of Armenia, Yerevan, Armenia;

<sup>2</sup>Plasma's Technologies, Guadalajara, Jalisco, Mexico;

<sup>3</sup>Universidad Politécnica de Zacatecas, Fresnillo Zacatecas, Mexico,

<sup>4</sup>Moscow University of Technology, Moscow, Russia

A microwave plasma source with input power levels up to 12.83 W/cm<sup>3</sup> that provides reproducible, stable plasmas with power densities on the order of those of chemically assisted (CA-) plasmas was used to characterize plasmadynamic power conversion (PDC) of plasma thermal power to electricity.

**Key words:** plasma, alkali metals, vapor.

Let us consider a qualitative model of a photo emf in the plasma produced under the action of a concentrated light stream between two flat electrodes A and B, the distance between which is L. We represent the ionization source in the form of a delta-function  $Q \cdot \delta(x - x_0)$ , where Q - the rate of ionization. In the absence of recombination of charged particles in the volume, the diffusion equation for the charged particles density in the plasma (n) is as follows:

$$D_a \frac{d^2 n}{dx^2} = Q \delta(x - x_0) \quad (1)$$

Here  $D_a$  - ambipolar diffusion coefficient. In the case of the equilibrium energy distribution of electrons and ions  $D_a = D_i(1 + T_e/T_i)$ , where  $D_i$  - diffusion coefficient of ions,  $T_e$  and  $T_i$  - electron and ion temperatures, respectively.

The solution of equation (1) with zero boundary conditions  $n(0) = n(L) = 0$  has the form:

$$\begin{aligned} n(x) &= \frac{n_0}{x_0} x, \text{ for } 0 \leq x \leq x_0 \\ n(x) &= \frac{n_0}{L-x_0} (L-x), \text{ for } x_0 \leq x \leq L \end{aligned} \quad (2)$$

The charged particle density  $n_0$  at  $x_0$  is given by  $n_0 = Q(L - x_0) x_0 / D_a L$ .

Equation (1) becomes invalid if the distance from the electrode surfaces  $x \approx \lambda_i$ , where  $\lambda_i$  - mean free path of the ions, which is determined by the density of particles in the mixture and the cross section of the ion collisions with neutral particles. In the surface layers, a jump formation of the near-surface potentials  $\varphi_A$  and  $\varphi_B$  takes place, which lock up part of the diffusion flow of electrons. The Kirchhoff's

law for the electric circuit with unit area electrodes can be written as follows:

$$\begin{aligned} I(\varepsilon) &= i_A - j_A = -i_B + j_B \\ \varepsilon(I) &= \Phi_A + \varphi_A - \Phi_B - \varphi_B \end{aligned} \quad (3)$$

Here  $I(\varepsilon)$  - the electrical current value in the external circuit,  $\varepsilon$  - the potential difference between two electrodes,  $j_A, j_B$  - current density of electrons on the electrodes A and B respectively,  $i_A, i_B$  - positive ion current density. If the circuit, joining the electrodes A and B represents a resistance R, then  $I = \varepsilon / R$ . The ambipolar potential drop  $\varphi$  in the quasi-neutral plasma is given by [1]:

$$\Phi = T_e \int \frac{1}{n} \frac{dn}{dx} dx \quad (4)$$

From here,

for  $\lambda_i \leq x \leq x_0$  is obtained  $\varphi_A = T_e \ln(x_0/\lambda_i)$  and

for  $x_0 \leq x \leq L - \lambda_i$ :  $\varphi_B = T_e \ln((L - x_0)/\lambda_i)$ .

The ion current is determined by the rate of the ambipolar flow  $= -D_a \frac{dn}{dx}$ . Hence

$$i_A = -D_a \frac{n_0}{x_0} \text{ and } i_B = D_a \frac{n_0}{L-x_0}.$$

The electron flux density at the wall is defined in the approximation of a collisionless layer, since the mean electron free path, generally, significantly exceeds  $\lambda_i$ . For a maxwellian distribution of electrons that flow is expressed in terms of Langmuir-known formula:

$$j(e\varphi) = \frac{n_g e \bar{v}}{4} \exp\left(-\frac{e\varphi}{kT_e}\right) \quad (6)$$

where  $ng$  – the concentration of charged particles at the boundary layer,  $\bar{v} = \left(\frac{8kT}{\pi m}\right)^{1/2}$  – the average thermal velocity of electrons.

In the open-loop mode of the external circuit ( $I(\varepsilon) = 0$ ) near the wall, potential jumps are equal to each other ( $\varphi_A = \varphi_B$ ), and the value of the photo-emf ( $\Phi$ ) in this case is determined by the ambipolar potential difference:

$$\Phi = T_e \ln \left( \frac{L-x_0}{x_0} \right) \quad (7)$$

The solution of (3) defines the current-voltage characteristic (CVC) of the plasma source photo emf:

$$\Phi = T_e \ln \left[ \frac{\left(\frac{D_a n_0}{x_0} + 1\right)}{\left(\frac{D_a n_0}{L-x_0} - 1\right)} \right]. \quad (8)$$

This formula relates the photoplasma internal parameters with the energy produced in the external circuit by the flow of electrical current. Analysis of equation (8) leads to the following conclusions:

1. The asymmetric arrangement of the electrodes relative to the ionization zone leads to the rise of photo emf in the plasma. If the electrodes are located symmetrically relative to the ionization zone  $x_0 = L/2$ , then  $\Phi = 0$ .

2. The electric current flowing in the external circuit is determined by the diffusion of positive ions, i.e. the same as in semiconductors minority carriers. The maximum possible electrical current, which can be realized in the short-circuit mode ( $\varepsilon = 0$ ) is given by the rate of generation of charged particles in the plasma volume and the position of the primary ionization zone relative to the electrodes  $I_{\max} = Q(L - 2x_0) / 2L$ .

3. Since the photoplasma, usually is a non-isothermal system ( $T_e \gg T_i$ ), it is possible to obtain higher photovoltage values compared with semiconductor elements. The first measurement of the photo emf was made in a sodium laser-induced plasma, vapours of which filled a glass cuvette, where two metal electrodes were mounted [2]. The use of an inert buffer gas in this device facilitates avoiding the destructive impact of alkali vapor on the cuvette casement.

The high degree of ionization occurring in the resonance photoplasma determines a small internal resistance of the photo-emf source. This allows us to expect that, based on the photovoltaic effect in

the plasma, is possible to implement converters with a sufficiently high output power.

The conversion efficiency of light energy into electrical energy in a photoplasma is determined by the relative proportions of the energy going to support the ambipolar field and dissipated through other channels. The major loss mechanisms, as well as in semiconductor converters, are related to the Joule heating of neutral gas, radioactive losses and charged particles recombination in the plasma volume.

In alkali metals plasma, when exceeding the value  $T_e > (0.2-0.3 \text{ eV})$ , the electron energy share going to the ionization of atoms is much greater than the loss of energy used to heat the heavy particles in elastic collisions [3]. Under these conditions, the Joule dissipation of energy is low.

The radioactive losses in the plasma will be irrelevant, if the quenching rate impact of the excited atoms by electron impact exceeds the rate of transport processes of resonance radiation. To fulfill this condition it is required that the degree of ionization of the vapors is sufficiently large. From the above follows that the efficiency of converting light in the plasma has a threshold defined by the intensity of the external radiation.

The growth of the electron temperature leads to a decrease of three-body recombination ( $\alpha_{\text{rec}} \sim T_e^{-9/2}$ ) of the charged particles and the growth of the ambipolar diffusion coefficient

$$D_a = D_i (1 + \varepsilon T / T_i),$$

where  $\varepsilon T = D_e / \mu_e$  – Townsend energy is equal to the ratio of the diffusion coefficient of electrons ( $D_e$ ) to the mobility ( $\mu_e$ ) [2]. For the equilibrium energy distribution  $\varepsilon T = T_e$ . Thus, in a non-isothermal plasma  $T_e \gg T_i$ , even at high densities of charged particles, is possible to create conditions dominated by the diffusion over the recombination.

Under non-equilibrium electron distribution function by energy (EDFE) formation, in the photoplasma takes place a decrease in electron mobility, and as a consequence, the increase of  $\varepsilon T$ ; if as a buffer gas, a heavy inert gas is used (Ar, Kr, Xe) [4-5]. In these conditions it is possible to increase the rate of ambipolar diffusion and the growth of the ambipolar potential difference in the plasma compared with a maxwellian distribution. A similar effect was observed in the plasma afterglow of krypton [4].

Thus, the photoplasma nonisothermal properties ( $T_e > T_g$ ) can provide a high conversion efficiency of light in comparison with semiconductor devices. Under photoplasma conditions, the  $T_e$  upper limit is the effective temperature of the settlement of the resonantly excited state of an alkali atom, which is determined by the external optical pumping power and the spectral composition of the radiation.

### Conclusions

Based on the photovoltaic effect in the plasma, a number of devices for the direct conversion of light energy into electrical energy may be designed:

- Conversion of the intense radiation of semiconductor lasers, generation range of which corresponds to the resonance transitions of alkali atoms (894-590) nm. Currently, systems created on the basis of semiconductor lasers are not inferior to gas systems in power, and surpass them in terms of efficiency and compactness. Therefore the development of a device consisting of a power semiconductor

emitter and a plasma converter can be a promising direction of wireless power transmission.

- Using photoplasma for the direct conversion of concentrated solar energy into electricity. To expand the optical absorption band, molecular additives corresponding to the maximum solar radiation absorption can be used. The reduced cost compared with semiconductor solar cells is proportional to the multiplicity concentration of the radiation with cheaper mirrors or lenses. In this process, no mechanical movement of parts is carried out, unlike methods that heat the work body to produce electricity using turbines.

1. Vanke, V.A., Lopoukhine V.M. and Sawin V.L., UFN **123**(4)(1977) 633
2. Nagatomo M., Sasaki, S., J. Naruo, Vanke V. A., UFN **164**(6)(1994) 631
3. Woodell M. I., Schupp B. W., Solar Energy **56**(1)(1996) 41
4. Mankins J. C., J. Aerospace Engineering **14**(2)(2001) 46
5. Ryvkin S. M. Photoelectric phenomena in semiconductors, Moscow, Phys-Math. Lit., 1963.

## ИЗНОС ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ НАПЫЛЕНИЕМ

В.Е. Архипов, Л.И. Куксенова, А.Ф. Лондарский, Г.В. Москвитин,  
М.С. Пугачев, Б.Я. Сачек

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

Существенное повышение износостойкости металлов и сплавов достигается методами формирования на изделиях покрытий разного состава и морфологии. Особое место среди распространённых методов нанесения покрытий на изделия из железоуглеродистых сплавов занимает метод газодинамического напыления.

Метод обладает рядом уникальных свойств и характеристик, которые в отдельных случаях ставят его выше по сравнению с традиционными методами нанесения покрытий, например газотермическими [1]. Компактное и надёжное оборудование серии «ДИМЕТ» позволяет наносить качественное покрытие в производственных и полевых условиях на локальные и труднодоступные участки поверхности изделий [2]. Нагрев материала основы после напыления покрытия не превышает 120-140°C и, поэтому, процесс не сопровождается изменением механических свойств и геометрии обрабатываемых изделий и конструкций.

В методе газодинамического напыления используется сверхзвуковой поток нагретого воздуха, в который вводится механическая смесь пластичных частиц металлов (меди, алюминия, никеля и т.д.) и твёрдых частиц корунда. При соударении с поверхностью пластичные частицы металла закрепляются на ней, а твёрдые частицы корунда их деформируют и уплотняют покрытие [2].

Покрытия, нанесённые газодинамическим напылением, обладают высокими механическими характеристиками, что может обеспечить надёжную эксплуатацию изделия при воздействии значительных нормальных и касательных нагрузок. Например, прочность сцепления (адгезия) покрытия меди со сталью твёрдостью до 45 HRC достигает 50 МПа, а когезионная прочность металла покрытия находится в пределах 80-150 МПа в зависимости от технологических параметров напыления [3]. Коэффициент трения покрытия меди в сопряжении с контртелом (шариком) из стали ШХ15 при испытании в масляной ванне находится в пределах 0,07-0,08 в диапазоне удельных напряжений 35-60 МПа [4]. Покрытия, обладающие высокой твёрдостью (до 250 HV 0,025/10), способны сопротивляться разрушению под воздействием твёрдых частиц и взвесей, находящихся в воздушной или жидкой среде [5]. Целью представленной работы является определение трибологических свойств покрытий меди при трении в среде консистентного смазочного материала и сухого трения.

### Методики, материалы и оборудование

Напыление покрытия меди на подложку из стали ШХ15 проводится на газодинамической установке модели «ДИМЕТ-404» с использованием механической смеси частиц корунда ( $Al_2O_3$ ) и меди при температуре 270°C и 450°C, а также смеси частиц меди и цинка (латуни) в состоянии поставки [2].

Испытание с использованием смазочных материалов проводилось на машине трения МТ-8 по схеме возвратно-поступательного движения образца с покрытием по контртелу из стали ШХ15 твёрдостью 58-60 HRC при средней скорости перемещения 0,2 м/с и ступенчатом нагружении от 1 до 10 кг [6]. Испытания проводятся в двух типах смазочных материалов: жидком – индустриальное масло И-20А и пластичном – Литол-24.

Испытание без использования смазочных материалов проводилось на триботестере фирмы CETR модели UMT-3 по схеме линейного контакта «цилиндр-плоскость» при осциллирующем движении контробразца с заданной частотой. Режим испытаний: амплитуда  $A=0,5$  мм; частота  $f=30$  Гц, нормальная нагрузка  $N=10$  Н. В процессе испытаний контролировался коэффициент трения, а после испытаний профилографированием определялась глубина и ширина дорожки трения на исследуемом покрытии, а также осуществлялось профилометрирование профиля кольцевого образца.

Реверсивный вид движения образцов пары трения относится к наиболее тяжёлым, и он позволяет более ярко выявить преимущества или недостатки того или иного вида обработки конструктивных материалов.

### Результаты исследования

Изнашивание материала покрытия в среде пластичного смазочного материала Литол-24 изменяется скачкообразно (рис.1, кривая 2). После достижения значений, близких к установившимся в среде масла, наблюдается повышенный износ и далее процесс повторяется. Скачкообразный характер изнашивания связан с явлением переноса меди на поверхность стали в смазочных материалах, содержащих активные компоненты. Это явление подробно изучено, и его положительный эффект связан с экранированием поверхности стали и выражается в более низких уровнях разрушения поверхности сопряжённого образца [7].

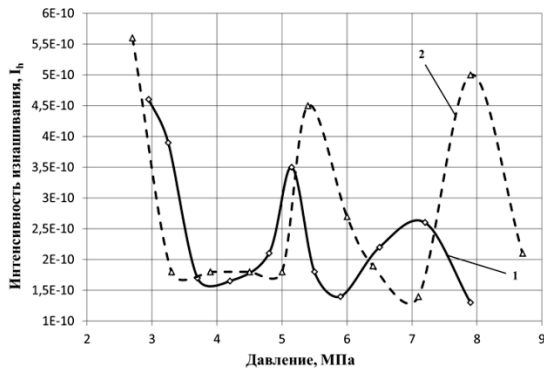


Рис. 1. Зависимость интенсивности изнашивания ( $I_h$ ) покрытия, нанесённого при температуре 270°C от давления на контакте: 1 – трение в масле И-20А; 2 – трение в смазке Литол-24

Вид кривой изнашивания покрытия, нанесённого при температуре 450°C, имеет аналогичный характер и отличается лишь количественными характеристиками.

Анализируя данные по суммарному износу покрытий меди, нанесённых при разной температуре напыления, можно отметить, что при работе пары трения в индустриальном масле И-20А покрытие, нанесённое при 450°C, обладает более высокой износостойкостью в диапазоне удельных напряжений до 10 МПа (рис.2). При использовании в паре трения пластичной смазки Литол-24 более эффективно сопротивляется износу покрытие, нанесённое при 270°C (рис.2).

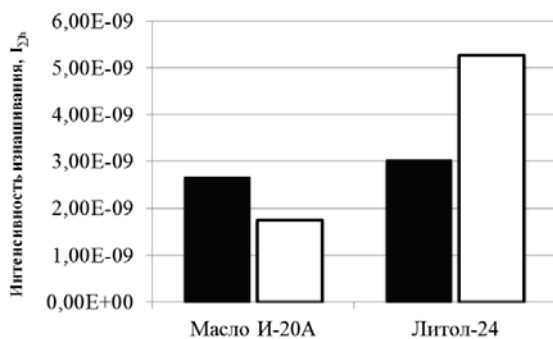


Рис. 2. Суммарные интенсивности изнашивания покрытий, нанесённых при температуре: ■ - 270°C, □ - 450°C

Анализируя результаты суммарного износа образцов с покрытием и контртел можно утверждать, что при использовании в качестве смазки индустриального масла И-20А, следует наносить покрытие при температуре 450°C. Для повышения работоспособности узла трения при использовании пластичной смазки Литол-24 целесообразно напылять покрытие меди при температуре потока воздуха 270°C.

Результаты измерения микрорельефа поверхности после испытания образцов с покрытиями, нанесёнными при 270°C и 450°C, и контртел подтверждают выводы, сделанные на основе результатов анализа износа, а именно, покрытие меди после напыления при низкой температуре

целесообразно использовать в условиях жидкой смазки. А для повышения долговечности работы пары трения, где используется покрытие меди, нанесённое при высокой температуре, следует применять консистентную смазку.

Результаты испытаний без смазки приведены в таблице 1 и показывают, что при длине пути 1,3 км коэффициент износа покрытия на основе смеси частиц меди и цинка в 3,5 раз меньше, чем у покрытия меди. При этом, интенсивность изнашивания контртела (кольца) в сопряжении с покрытием на основе частиц Cu+Zn в 150 раз ниже, чем в сопряжении с покрытием меди.

Таблица 1

Параметры оценки	Покрытие Cu	Контртело – кольцо	Покрытие Cu+Zn	Контртело – кольцо
$h$ , мкм – износ	166	20	12	$\approx 0,01$
$\mu$ – к-т трения	0,6	0,6	0,88	0,88
$q$ , МПа – конт. давл.	0,6	0,6	5,9	5,9
$I \cdot 10^{-8}$ – инт-ть изн.	3,7	1,5	1,0	$\approx 0,01$
$K \cdot 10^{-8}$ , МПа <sup>-1</sup> – коэф. износа	6,2	2,5	0,17	$\approx 0,01$

## Выводы

Испытания с использованием смазочных материалов показали высокую износостойкость покрытий, соизмеримую с её показателями при трении в режиме избирательного переноса [7], когда потери на износ предельно малы. Покрытие, полученное методом газодинамического напыления, обладает высокой работоспособностью при испытаниях в условиях трения и изнашивания:  $I_h$  (покрытия)  $\approx (1,1-1,5) \cdot 10^{-10}$  и  $I_h$  (контртела)  $\approx (0,3-0,4) \cdot 10^{-11}$  при трении в минеральном масле И-20А и  $I_h$  (покрытия)  $\approx (2-5) \cdot 10^{-10}$  и  $I_h$  (контртела)  $\approx 0,2 \cdot 10^{-11}$  в пластичном смазочном материале Литол-24.

Испытания без смазки показывают, что интенсивность изнашивания покрытия на основе меди значительно выше (3,7 раз), чем покрытия на основе меди и цинка. При этом, износ контртела кольца из стали на два порядка выше, что обуславливает перспективность использования покрытия на основе меди и цинка.

Метод газодинамического напыления является весьма перспективным инструментом для решения задач повышения надёжности, долговечности и безопасности эксплуатации узлов трения различных конструкций. Кроме того, особенности изнашивания покрытия указывают на зависимость уровня поверхностного разрушения при трении покрытия по стали как от внешних условий испытаний (что характерно для процессов трения и изнашивания), так и от технологических параметров процесса. Последнее открывает пер-

спективы и направления технологических исследований для решения технических задач и обеспечения требуемых эксплуатационных характеристик изделий.

1. Хасуи А., Моригаки О. Наплавка и напыление. Москва. Машиностроение. 1985. 239с.
2. Димет. Применение технологии и оборудования. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.dimet-r.narod.ru/> - (Дата обращения 31.08.2017).
3. Адгезия и когезия газодинамических покрытий / В.Е. Архипов, А.В. Балашова, А.Ф. Лондарский, Г.В. Москвитин, М.С. Пугачев // Труды конференции «Живучесть и конструкционное материаловедение (ЖивКоМ – 2016)». 26-28 октября 2016. С. 196-199.
4. Триботехнические характеристики газодинамических покрытий / Дунаев А.В., Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2013. № 8. С. 37-41.
5. Структура и свойства покрытий, нанесенных газодинамическим напылением / Архипов В.Е., Дубравина А.А., Куксёнова Л.И., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачев М.С. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. № 4 (124). С. 18-24.
6. Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Колмаков А.Г., Рыбакова Л.М. Методы испытаний на трение и износ. Справочное издание М.: Интермет Инжинеринг, 2001. 152 с.
7. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982. 520с.

## ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЕ УПРАВЛЕНИЕ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ КОМПЛЕКСАХ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ГТД

В. Л. Афонин, А. Н. Смоленцев, Н. А. Бузлов

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

[afoninwl@rambler.ru](mailto:afoninwl@rambler.ru)

Рассмотрено построение систем управления для технологических комплексов финишной обработки деталей ГТД. Системы низшего уровня включают адаптивный электропривод, алгоритмы идентификации параметров объекта управления, систему управления по силе, двухканальные системы управления. Система высшего уровня выполняет планирование траектории и режимов резания в зависимости от данных о геометрии заготовки, полученных с встроенной системы контроля.

This paper presents design of control systems for technological arrangements for finishing processing of GTE parts. The low level system includes adaptive electricity actuator, parameter identification options of control object, force control system, two-channel control system. The high level system performs path planning and cutting parameters planning according to the blank geometry data, receiving from the included monitoring system.

Финишные операции обработки сложных поверхностей, в частности, финишная обработка пера лопаток авиационных двигателей, пера лопаток турбоагрегатов самого широкого назначения выполняются, как правило, вручную. Поэтому для автоматизации подобных операций требуется оснащение станочного оборудования встроенными системами контроля, а программное обеспечение систем управления должно содержать элементы интеллектуального управления. При этом возможно совместное взаимодействие человека-оператора и системы управления.

### Технологические комплексы для обработки сложных поверхностей

В связи с небольшой силой резания и высокими требованиями к точности обработки при финишной обработке целесообразно осуществлять выполнение транспортных и технологических операций одними и теми же манипуляторами. Такие манипуляционные системы [1] получили название "робот-станок". Их кинематика предусматривает применение вращательных приводов для выполнения линейных перемещений.

Применение вращательных приводов для линейных перемещений даёт следующие преимущества:

1) вращательные сочленения проще в изготовлении (опоры вращения вместо линейных направляющих). При этом уменьшается влияние сил трения на выходное звено;

2) имеется возможность выполнять транспортные и технологические операции одним и тем же механизмом. Это позволяет выполнять автоматическую замену заготовки и правку режущего инструмента без применения дополнительных манипуляторов.

Вместе с тем имеются недостатки:

1) усложняется геометрическая модель станка и как следствие, труднее провести процедуру калибровки. Кроме того, рабочая зона становится неоднородной по силовым передаточным отношениям;

2) управляемые координаты манипуляторов становятся динамически взаимосвязанными.

Эта проблема решается методами идентификации параметров объекта управления, в частности, методами идентификации геометрических параметров манипулятора (калибровки) [2,3].

При формировании управляющих программ для робота-станка РОСТ-300 [1] было установлено, что его рабочая зона и требуемые углы сервиса не уменьшаются при замене механизма плоского пятизвенника на горизонтальный линейный привод [4]. Это позволяет исключить необходимость статической разгрузки пятизвенника в манипуляторе изделия и уменьшить энергопотребление робота-станка, сохраняя преимущества его конструкции. В результате получена конструкция 5-координатного робота-станка, который предполагается включить в технологический комплекс. Структура интеллектуального технологического комплекса на примере операции финишной обработки сложных поверхностей пера лопаток ГТД представлена на рис. 1.

Технологический комплекс финишной обработки пера лопаток включает робот-станок, выполняющий операцию механической обработки пера, накопительный стол, который выполняет функцию загрузки и транспортировки заготовок к месту обработки и выгрузки обработанных деталей, а также встроенную оптическую систему контроля.

В технологический комплекс, кроме представленных на рисунке элементов, входят устройства установки на стол заготовок со спутниками и снятия готовых деталей, устройства загрузки заготовок в робот-станок, подачи их на систему контроля и цифровая вычислительная система, выполняющая функции интеллектуального управления. В качестве вычислительной системы обычно используется удаленный от технологического комплекса сервер.

Для устранения недостатков, связанных с упругими деформациями стержневых конструк-



ций, динамической развязки от взаимовлияния приводов необходима адаптивная система управления, оснащённая датчиками сил и вибраций. Если необходимо обеспечить точность манипуляционной системы станка, требуется учёт податливостей, трения, инерционных параметров, влияющих на его динамику. В технологическом

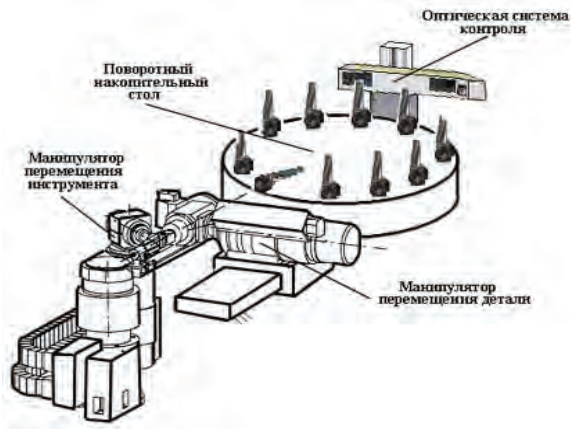


Рис. 1. Технологический комплекс финишной обработки пера лопаток

оборудовании широкое применение находят встраиваемые высокомоментные двигатели. Встраиваемые электродвигатели содержат только ротор и статор. При этом встраиваемые высокомоментные синхронные машины с ротором на основе постоянных магнитов имеют малые габариты, из-за большого соотношения мощность/вес в сравнении с другими электродвигателями. Данные двигатели фирмы EteI применены в роботостанке РОСТ-300. Все это позволяет выполнять приводные модули в сочленениях механизма при незначительном увеличении веса за счет силового привода.

Современные требования к точности и быстродействию при выполнении операций раскроя на лазерных станках, а также необходимость получения сложных поверхностей при нанесении покрытий в свою очередь требуют от приводов, выполняющих данные перемещения, больших развиваемых усилий, скоростей и ускорений. Данная задача может решаться применением одного привода, обладающего большой мощностью и развиваемым усилием, либо применением двух приводов, один из которых выполняет перемещение больших масс, но с меньшими скоростями и ускорениями, а второй привод перемещает небольшие массы (непосредственно инструмент).

В теории автоматического управления широко известны многоконтурные системы управления. В данных системах грубый контур управления совершает перемещения объекта по траектории, а точный контур компенсирует ошибки грубого контура.

В работе [5] рассмотрены различные

структурные схемы для двухканальной системы управления порталным механизмом перемещения для лазерного станка и предложена система управления, позволяющая исключить скоростные ошибки. Использование дополнительного привода позволяет повысить точность выполнения технологических операций и выполнять перемещение инструмента с высокими скоростями и ускорениями.

### Интеллектуальная технологическая система.

Под интеллектуальной технологической системой будем понимать интеллектуальную систему, основанную на правилах и предназначенную для выполнения недетерминированной производственной операции персонально для данного изделия. Корректировка программ связана с деформациями пера лопатки, возникающими в процессе предварительной обработки, невозможно изготовить лопатку с одинаковыми минимально возможными допусками на все участки пера лопатки и выполнять финишную операцию обработки пера по одной программе.

Данная проблема может решаться при условии назначения припуска на финишную операцию, который бы перекрывал максимальный допуск. Но это потребует снимать при шлифовании большой слой материала. Поэтому наиболее экономично осуществлять контроль каждой заготовки, приходящей на операцию финишной обработки, выполнять операцию вписания готовой детали в поступившую заготовку и назначать траекторию обработки индивидуально для данной заготовки. Данная процедура должна выполняться для каждой детали, поступающей на финишную операцию.

Интеллектуальную технологическую систему также следует представлять состоящей из двух подсистем (рис. 2).

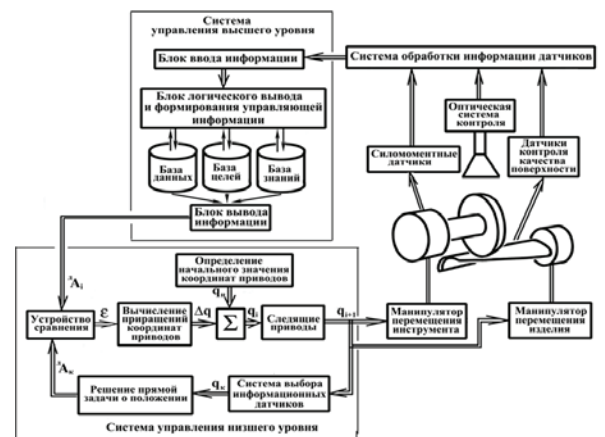


Рис. 2. Интеллектуальная технологическая система

Подсистема управления высшего уровня,

выполняет функции хранения информации об обрабатываемом изделии, технологическом процессе, задачах, выполняемых обрабатывающим оборудованием.

Основная задача, стоящая перед данной подсистемой - это моделирование процесса обработки, выбор перемещений и управляющих действий, которые должна выполнить реальная исполнительная система в реальном времени.

Система высшего уровня выполняет функции в виртуальном мире. На начальном этапе обучения, безусловно, функции системы высшего уровня выполняются опытными специалистами. И только в процессе накопления знаний, данные функции передаются автоматической системе. Искусственный интеллект технологической системы, рассмотренной выше, заключается в воз-

можности распознавать детали и их поверхности с точки зрения качества и соответствия заданным геометрическим размерам по чертежу, управлять технологическим процессом и принимать решения по его изменению. В свою очередь, принятие решения включает формирование промежуточных целей для выполнения поставленной задачи.

Основная проблема создания подобных систем состоит в обеспечении их работы в реальном времени. Необходимо за время выполнения операции обработки одной детали выполнить изменение следующей заготовки, промоделировать процесс обработки и назначить программу для ее обработки. Быстродействие современной вычислительной техники позволяет выполнить данные операции, в частности для финишных операций обработки пера лопаток ГТД.

1. Аксенов В.И., Афонин В.Л., Веденеев В.Н., Влащенко А.В., Крайнев А.Ф. Патент RU2202465. Устройство для механической обработки изделий сложной пространственной формы. 20.04.2003.

2. Смоленцев А.Н. Идентификация геометрических параметров робота-станка для заданного обрабатываемого изделия. //Проблемы машиностроения и автоматизации 2016 №1 стр.145-150

3. Сухоруков Р.Ю., Афонин В.Л., Раков Д.Л., Шитов А.М., Назаров Р.А., Гаврилина Л.В., Кошавцев Н.Ф., Кондратьев И.М., Смоленцев А.Н. Исследование и разработка интеллектуальных технологических систем и управления данными

системами для машин нового поколения. Отчет о НИР, 2016, Номер государственной регистрации: 01201355405, 205с.

4. Афонин В.Л., Смоленцев А. Н., Панфилов А. Н. Проблемы машиностроения и автоматизации, №4, 2014 г. Анализ кинематических характеристик робота-станка при введении дополнительных неуправляемых координат. Стр. 63-69.

5. Афонин В.Л., Лобач А.Ю., Миленский М.Н., Рокачевский Д.О. Двухканальная манипуляционная система. Журнал «Проблемы машиностроения и автоматизации» №3, 2016, с 41-48.

## МОНИТОРИНГ ПОВРЕЖДЕНИЙ ЭЛЕМЕНТОВ АВИАЦИОННОЙ КОНСТРУКЦИИ С ПОМОЩЬЮ АНАЛИЗА КИНЕТИКИ МЕСТНОГО НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ

А.А. Баутин

Центральный аэрогидродинамический институт им. профессора Н. Е. Жуковского, Жуковский, Россия  
([andrey.bautin@tsagi.ru](mailto:andrey.bautin@tsagi.ru))

Представлен опыт применения мониторинга повреждений на основе тензометрии элементов авиационных конструкций из алюминиевых сплавов в условиях стендовых испытаний. Даны результаты расчета напряжённо-деформированного состояния (НДС) по конечно-элементным (КЭ) моделям испытанных образцов с учетом накопленных повреждений. На основе анализа полученного НДС предложены варианты схемы расположения датчиков на конструкции.

**Ключевые слова:** мониторинг, тензометрия, МКЭ, НДС

### Введение

Подготовка современных комплексов мониторинга состояния конструкции связана в первую очередь с перспективой повышения безопасности полётов и увеличением экономической эффективности при эксплуатации воздушных судов. Использование систем, построенных на базе непрерывного отслеживания и анализа фактических параметров конструкции, может стать альтернативой к сложившемуся способу поддержания летной годности, реализованному за счет периодических осмотров [1], который сложился в рамках концепции авиационной живучести.

Основная задача, которую необходимо решить для реализации этого способа можно сформулировать следующим образом:

- Определение параметров функционирования и характеристик конструкции, изменение которых выше разрешённых, установленных пределов на штатных режимах эксплуатации может свидетельствовать с требуемым уровнем надёжности о наличии в конструкции повреждения;
- Обеспечение возможности определения повреждения в элементах конструкции при различных силовых факторах, действующих в процессе эксплуатации;
- Подбор датчиков и систем сбора и анализа информации, предназначенных для регистрации параметров, выбранных для определения критерия целостности конструкции.  
Все системы и датчики условно можно разделить на две группы:
- Пассивные устройства, регистрирующие влияние на элементы конструкции от эксплуатационных факторов (проволочные тензорезисторы (ТР), волоконно-оптические датчики (ВОД), датчики акустической эмиссии и др.);
- Активные устройства – приборы, возбуждающие в конструкции определённого рода сигналы и регистрирующие отклик на эти сигналы (токовихревые датчики, системы анализа рас-

пространения волн Лэмба и др.).

Из всего многообразия методов, обусловленного применением различных датчиков, в данной работе рассматривается определение повреждения конструкции, с помощью анализа местного (НДС). Сбор данных при этом подходе может быть осуществлен с помощью тензорезисторов (ТР) и/или волоконно-оптических датчиков деформации (ВОДД). При этом в эксплуатационных условиях, в виду ограничений наложенных на габариты и вес измерительных систем, предпочтительнее использовать ВОДД.

### Экспериментальное исследование

Экспериментальная часть данного исследования представлена результатами испытаний элементов перспективного пассажирского самолета, наиболее важные из которых относятся к анализу данных тензометрии продольных фюзеляжных стыков.

При испытаниях продольных стыков исследовалось влияние усталостных повреждений на показания ТР (рис. 1). Постановка эксперимента позволила использовать данные о деформациях в различных точках без дополнительных расчетных операций, связанных с учетом изменения параметров нагружения конструкции.

На основе результатов эксперимента было проведено КЭ моделирование с учетом данных о размерах трещин на тех этапах исследования, когда проводилась тензометрия (рис. 2). Данные о размерах и форме усталостных повреждений для различного количества отработанных циклов восстанавливались методами фрактографии.

Анализ результатов моделирования позволил получить зоны изменения НДС, в которых было наиболее значительным. Определение этих зон необходимо для поиска наиболее оптимальных мест установки датчиков. На рис. 3 изображено изменение НДС, полученное сравнением двух конечно-элементных моделей: без повреждений и с обнаруженными усталостными повреждениями в виде несквозных, визуально не обнаруживаемых трещин.

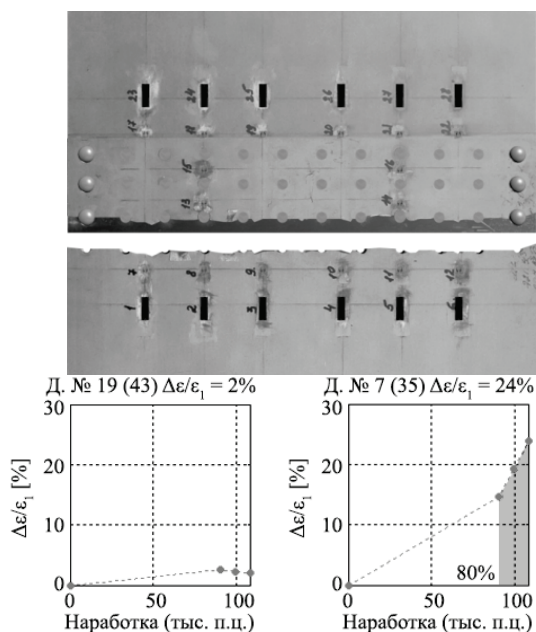


Рис. 1. Изменение деформации в различных зонах конструкции при усталостных испытаниях элементов планера

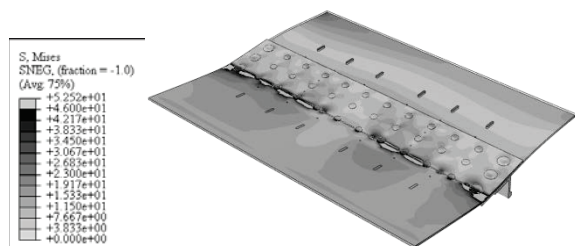
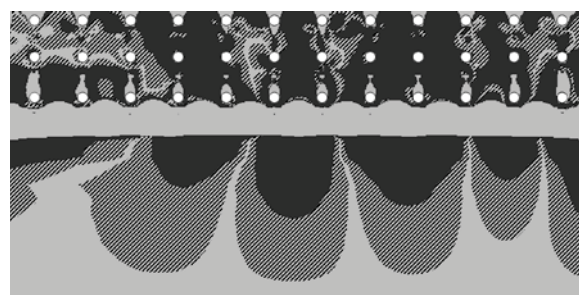


Рис. 2. КЭ модель стыка перед разрушением

## Результаты

К основным результатам исследования относятся:

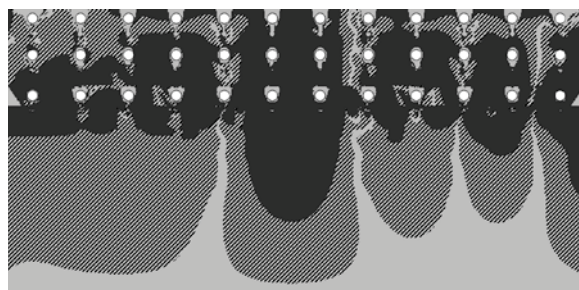
- Определение зависимости между обнаруженными усталостными повреждениями и показаниями ТР и определение численного значения критерия, устанавливающего наличие в конструкции повреждения;
- Разработка методики испытания элемента конструкции для определения возможности эксплуатации данного элемента по состоянию с помощью контроля местного НДС;
- Определение оптимальной схемы наклейки датчиков для исследованных конструктивных вариантов продольных фюзеляжных стыков с помощью анализа НДС в поврежденном и неповрежденном состоянии с учетом возможных ограничений.



Верхняя поверхность разрушенного листа



Схема излома



Нижняя поверхность разрушенного листа

Рис. 3. Определение зон изменения НДС с помощью КЭ модели стыка (темно серым отмечены области, в которых произошли наибольшие изменения относительной деформации  $\bar{\epsilon}_{\%} \leq 20\%$ , заштрихованные зоны - области, в которых произошли менее значительные изменения  $5\% \leq \bar{\epsilon}_{\%} \leq 20\%$ , светло серым – области, в которых фактически отсутствовали изменения относительной деформации  $\bar{\epsilon}_{\%} \leq 5\%$ )

1. МАК. МОС 25.571-1А "Оценка допустимости повреждений и усталостной прочности конструкции" // М.: , 2008. С. 52.

## Анализ постэксплуатационного состояния турбинных лопаток и разработка технологии продления их ресурса

Бердник О. Б., Царева И. Н., Тарасенко Ю. П., Кириков С. В., Кривина Л.А.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного  
бюджетного научного учреждения

«Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН),  
Россия, Нижний Новгород; npktribinika@yandex.ru

В данной работе было проанализировано состояние материала направляющих лопаток после эксплуатации в составе агрегата SGT-800 Siemens. Был проведен подробный анализ высоконагруженных зон. На основании проведенного анализа была разработана технология продления ресурса лопаток.

This paper analysed the material condition vanes after operation, consisting of SGT-800 unit Siemens. A detailed analysis was carried out of heavily loaded areas. Based on analysis technology was developed extension resource blades.

Было оценено состояние материала направляющей лопатки после эксплуатации 24 918 часов. При визуальном осмотре данной лопатки были обнаружены трещины (протяженностью ~ 30 мм) вблизи охлаждающих каналов на выходной кромке перовой части со стороны «корыта». Теплозащитное покрытие практически полностью отсутствует вследствие эрозионного износа. Керамическое покрытие диоксида циркония сохранилось только на замковой части и имеет твердость  $HV=890$  -  $950$  кг/мм<sup>2</sup> и шероховатость поверхности  $R_a=5,475$  мкм.

Химический анализ основного материала проведенный неразрушающим методом (анализатор Niton XL2 Analyzer) показал, что лопатки изготовлены из жаропрочного никелевого сплава имеющего следующий элементный состав: Cr-12,7%; Co-8,85%; Ta-4,45%; Ti-4,23%; W-3,65%; Al-3,2%; Mo-1,56%; Hf-1,0%; Fe-0,62%; V-0,3%; Nb-0,3%; Ni- основа.

Методом рентгеноструктурного анализа установлено, что фазовый состав материала перовой и замковой частей лопатки одинаков и представляет собой совокупность  $\gamma$ -твердого раствора никеля (с периодом кристаллической решетки  $a=3,56\text{\AA}$  и  $a=3,58\text{\AA}$  для перовой и замковой частей соответственно) и интерметаллидной фазы  $\gamma'$ -Ni<sub>3</sub>Me.

При анализе структуры материала использовали микроскопы «Микрокон» и «TESCAN VEGA II». На перовой части лопатки обнаружен поверхностный слой, который состоит из подслоя толщиной ~ 30 - 35 мкм и диффузионного слоя толщиной ~ 175 - 200 мкм. Граница раздела «основной материал - диффузионный слой» четкая, ярко выраженная без дефектов и расслоений. Методом микроиндентирования на микротвердомере ПМТ-3 (при нагрузке на индентор 2 Н) оценена адгезионная прочность на границе раздела «основной материал - диффузионный слой». Трещин, сколов, отслоений и искажений формы отпечатка в зоне индентирования не обнаружено.

Результаты измерений микротвердости от глубины индентирования, проведенные с поверхности перовой части лопатки (диффузионный слой) и на шлифе (основной материал), приведены на рис. 1. Видно, что микротвердость основного материала не зависит от глубины индентирования, ее среднее значение составляет 510 кг/мм<sup>2</sup>. На кривой микротвердости для рабочей поверхности перовой части имеется участок спада, указывающий на наличие разупрочненного слоя глубиной до 1,7 мкм, что обусловлено окислением и разрыхлением поверхностного слоя. Его микротвердость диффузионного в ~1,5 раза превышает микротвердость основного материала.

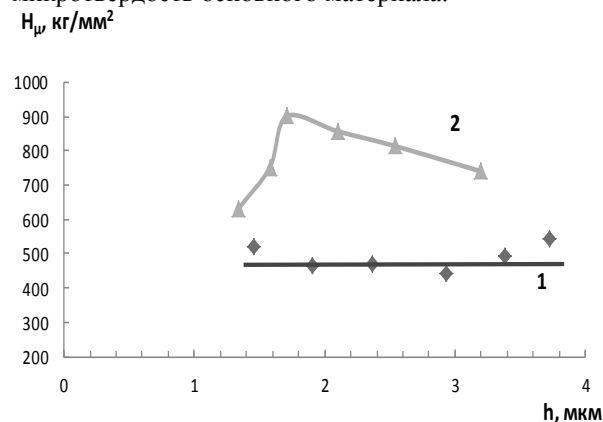


Рис. 1. Зависимость микротвердости от глубины индентирования: 1 – основной материал; 2 – диффузионный слой

Детальные исследования микроструктуры в разных зонах лопатки показали, что материал имеет кондиционную структуру. Фото микроструктуры представлены на рис. 2. Микроструктура сплава – крупнозернистая, зерна имеют протяженные извилистые границы. Средний размер зерен находится в пределах 500 – 1000 мкм. Трещин по границам зерен не обнаружено. На фото микроструктуры видно, что материал по телу лопатки - неоднородный, в зонах, максимально близко расположенных к охлаждающим каналам, наблюдаются выделения

карбидной фазы в виде сетки по границам зерен, что приводит к охрупчиванию материала в данных зонах. Микроструктура материала лопатки упрочнена  $\gamma'$ - фазой, размер которой составляет от 0,45 до 2 мкм, встречаются отдельные скоагулированные вытянутые частицы размером до 3,0 – 3,5 мкм. В структуре есть довыделения вторичной мелкодисперсной фазы, равномерно распределенные по телу зерен, с размером частиц  $\sim 0,01$  мкм. Объемная доля  $\gamma'$ - фазы составляет  $\sim 40$  %. Средний размер  $\gamma'$ -фазы для материала перовой части находится в пределах 1,2 – 1,3 мкм, для материала замковой

части 0,9 – 1,1 мкм, что согласно литературным данным [2,3] соответствует условиям параметрам  $\gamma'$ - фазы. В материале образцов, вырезанных из зон около охлаждающих каналов, карбидная фаза выделилась на границах зерен в виде массивных конгломератов, преимущественно на стыках трех зерен. Протяженные вытянутые карбиды выявлены также вдоль границ зерен, толщина карбидной сетки изменяется от 0,5 до 2,0 мкм (рис. 2 в, д). В остальных зонах лопатки карбидные выделения носят единичный характер и имеют размер до  $\sim 5$  мкм.

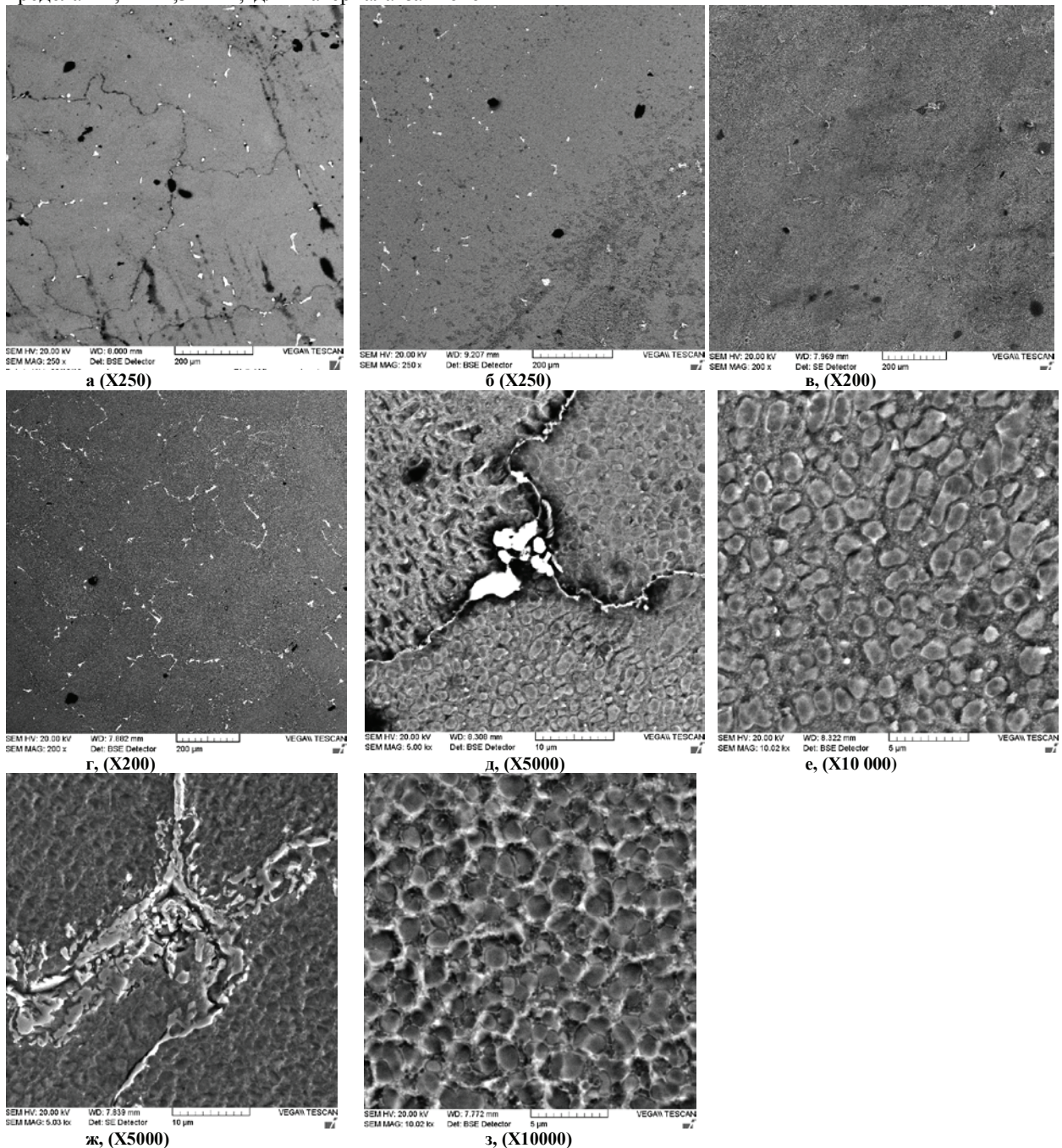


Рис. 2. Микроструктура материала лопатки: а – перовой части со стороны «корыта»; б – перовой части со стороны «спинки»; в – замковой части; г – перовой части ( зона около охлаждающих каналов); д, е – середина перовой части лопатки со стороны «корыта»; ж, з – зона около охлаждающих каналов со стороны «корыта»

Механические испытания на растяжение образцов проводили при комнатной температуре и при  $T=850\text{ }^{\circ}\text{C}$  на машине Tinius Olsen H100KU. Из данных табл. 1 видно, что значения для образцов из замковой части лопатки, соответствуют литературным данным для данного сплава. Образец №3, вырезанный из перовой зоны вблизи охлаждающих отверстий со стороны «корыта», и образец №1, вырезанный из зоны вблизи охлаждающих отверстий со стороны «спинки», имеют пониженные значения прочностных и пластических характеристик. Для материала перовой части отмечено снижение

прочностных характеристик. Для определения предела текучести ( $\sigma_t$ ) и предела микропластичности ( $\sigma_0$ ) материала зоны, максимально приближенной к охлаждающим каналам, использовали метод релаксационных испытаний. Для сравнения были проведены аналогичные испытания на образцах, вырезанных из замковой части лопатки. Полученные результаты представлены в табл. 2. Материал вблизи охлаждающих каналов имеет низкие значения механических характеристик: ( $\sigma_0$ ) - в 1,7 раза, ( $\sigma_t$ ) - в 1,3 раза по сравнению с материалом замковой части, что говорит о более интенсивной деградации сплава в этой зоне.

Таблица 1. Механические характеристики материала разных зон лопатки

№	Температура испытания	Место вырезки	Предел текучести $\sigma_{0,2}$ , МПа	Предел прочности $\sigma_b$ , МПа	Относительное удлинение $\delta$ , %
ТУ	20		$\geq 800$	$\geq 900$	$\geq 4,0$
1	20	перовая часть	555	790	4,2
2			800	908	4,5
3			750	813	3,0
4			860	930	5,5
5		замковая часть	840	922	7,0
6			850	930	4,6
7			870	959	6,0
8	850	перовая часть	570	770	23
9			520	750	19
10		замковая часть	680	845	26

Таблица 2. Механические характеристики материала разных зон лопатки, полученные методом релаксационных испытаний

№	Место вырезки	Предел микропластичности $\sigma_0$ , МПа	Предел текучести $\sigma_t$ , МПа
9	замковая часть	570	890
		575	855
		550	870
20	перовая часть	300	660
		320	680
		360	650

## Заключение

В процессе длительной эксплуатации под воздействием высоких температур происходит преждевременный эрозийный износ теплозащитного покрытия, что приводит к выгоранию поверхностных слоев основного материала лопатки. Наиболее подвержены деградации зоны вблизи охлаждающих каналов, что приводит к образованию трещин. Деградация материала проявляется в виде микроструктурных изменений – образовании карбидных сеток по границам зерен, что приводит к снижению механических характеристик материала. В остальных зонах рабочей поверхности и внутренних объемах материал сохранил свою кондиционную микроструктуру.

Во избежание выгорания материала в зонах охлаждающих каналов и защиты материала от высокотемпературного и эрозийного воздействий газового потока необходимо нанесение теплозащитного покрытия на перовую часть лопаток.

На основании экспериментальных результатов испытаний длительной прочности и численной экстраполяции, проведенной для основного материала лопаток, расчетный назначенный ресурс составляет  $\sim 20\ 000$  часов.

1. Максимович Г.Г. Микромеханические исследования свойств металлов и сплавов, Киев: Наукова думка, 1974. – 244с.
2. Казанский Д.А. Разработка критериев эксплуатационной надежности для рабочих и направляющих лопаток современных газовых турбин. *elst.energy-journals.ru*.
3. Бердник О.Б., Кириков С.В., Царёва И.Н. Определение работоспособности материала рабочих лопаток из сплава ЭП800ВД методами количественной оценки морфологических параметров интерметаллидной фазы // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. №1 (116). С.135-140.
4. Тарасенко Ю.П., Бердник О.Б., Царёва И.Н., Казанский Д.А. Анализ основных структурных и механических характеристик сплавов ЭП800 и ЭИ893 для оптимизации изготовления 1-й ступени ГТЭ-45-3 // Проблемы машиностроения и надежности машин. №1. 2016. С.93-99.

## ТЕПЛОЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ $ZrO_2$ С УЛУЧШЕННЫМИ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМИ СВОЙСТВАМИ

Бердник О.Б., Царева И.Н., Максимов М.В., Тарасенко Ю. П.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного  
бюджетного научного учреждения

«Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН),  
Нижний Новгород, Россия; npktribonika@yandex.ru

Термобарьерное покрытие диоксида циркония ( $ZrO_2$ ) толщиной до 3 мм на основе тетрагональной и кубической фаз  $ZrO_2$  со сфероидальной формой зерна и столбчатой субструктурой, общей пористостью  $P=4\%$ , твердостью  $HV=1200$  кг/мм<sup>2</sup>, параметром шероховатости  $R_a \sim 6$  мкм, нанесенное методом высокоэнергетического плазменного напыления является оптимальным для защиты основного материала деталей, работающих в экстремальных условиях.

Termobareernee coating of zirconium dioxide ( $ZrO_2$ ) with thickness up to 3 mm on the basis of Tetragonal and cubic zirconia  $ZrO_2$  phases with spheroidal form of grain and columnar substrukuroj, total porosity  $P = 4\%$ , hardness  $HV = 1200$  kg/mm<sup>2</sup>, roughness parameter  $R_a \sim 6$  mkm, high-energy plasma spraying method is best for the protection of the basic material of parts operating in extreme conditions.

С ростом рабочей температуры современных двигателей к эксплуатационным свойствам теплозащитных покрытий предъявляются повышенные требования. На сегодняшний день керамика стала первым конкурентоспособным по сравнению с металлами классом материалов для использования при высоких температурах. Войдя в технику в конце 60-х годов XX века, она произвела настоящую революцию в материаловедении и за короткое время стала третьим промышленным материалом после металлов и полимеров. В настоящее время возрастает интерес к плазменным порошковым технологиям получения ТЗП (из порошковых смесей высококачественной керамики), отличающихся от вакуумных электронно-лучевой и ионно-плазменной технологий отсутствием технологических ограничений по размеру обрабатываемых деталей, так как обработка ведется на воздухе.

Для получения ТЗП была разработана технология получения градиентного термобарьерного покрытия с наружным рабочим слоем на основе  $ZrO_2$ , стабилизированного оксидом иттрия и предложен метод высокоэнергетического плазменного порошкового напыления, позволяющий формировать сложное по составу и структуре покрытие с повышенными показателями термостойкости, адгезионной прочности и эрозионной стойкости.

Для создания ТЗП с улучшенными эксплуатационными свойствами была модифицирована технология плазменного порошкового напыления посредством использования плазмотрона (мощностью 50-70 кВт) усовершенствованной конструкции. Модернизация плазмотрона позволила стабилизировать ток дуги и повысить энергетические характеристики плазменного потока (среднемассовая скорость струи плазмы  $V = 1200 - 2400$  м/с, температура плазменного

потока  $T=6500-7000$  К). Таким образом, преимуществом высокоэнергетического плазменного напыления стало увеличение эффективности нагрева порошковой смеси при прохождении через плазменный поток, способствующее оплавлению граней частиц порошка и их сфероидизации [1].

Объектами исследований являлись теплозащитное покрытие  $ZrO_2$  на интерметаллидном подслое системы «Ni-Co-Cr-Al-Y», сформированное из сферических порошковых смесей  $ZrO_2$  с разным содержанием стабилизирующей добавки оксида иттрия: 1 - порошковая смесь ( $ZrO_2 + 7\% Y_2O_3$ ) из цельных сферических частиц; 2 - порошковая смесь ( $ZrO_2 + 5,5\% Y_2O_3$ ) из полых микросфер; 3 - порошковая смесь ( $ZrO_2 + 16\% Y_2O_3$ ) из полых микросфер.

При разработке жаростойкого покрытия, была выбрана порошковая смесь марки ПНХ20К20Ю13-1 с дисперсностью частиц 40/100 мкм [2]. Методом рентгеноструктурного анализа установлено, что основной фазой порошковой смеси является интерметаллидное соединение  $\beta-(Ni,Me)Al$ . При высокоэнергетическом плазменном напылении формируется покрытие с двухфазным интерметаллидным составом:  $\beta-(Ni, Me)Al + \gamma'-(Ni,Me)_3Al$ . Образование  $\gamma'$ -фазы в покрытии является результатом протекания фазового превращения  $\beta \rightarrow \gamma'$  вследствие высокотемпературного воздействия плазменного потока. Полученное интерметаллидное покрытие имеет толщину  $\sim 150$  мкм с размером внутренних пор 5 - 10 мкм, твердостью  $HV = 750 - 800$  кг/мм<sup>2</sup> и шероховатостью поверхности  $R_a = 4,6$  мкм.

При формировании керамического слоя были использованы сферические порошковые смеси с максимальной дисперсностью частиц 100 мкм [3]. Методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре «Дрон-3М» установлено, что порошок имеет фазовый



состав: тетрагональный (Т)-ZrO<sub>2</sub> + моноклинный (М)-ZrO<sub>2</sub>. При высокоэнергетическом плазменном напылении формируется двухфазное покрытие из тетрагональной и кубической (К) -ZrO<sub>2</sub> фаз (~10 %).

Металлографические исследования проводили на растровом электронном микроскопе «VEGA TESCAN II». Вид микроструктуры керамического покрытия с размером столбчатых субзерен ZrO<sub>2</sub> в поперечном сечении ~ 100 - 200 нм представлен на рис. 1. В поперечном сечении покрытия диоксида циркония просматриваются слои (толщиной ~ 2,5 мкм) со столбчатой структурой зерен. Поперечный размер столбиков находится

в интервале от 0,1 мкм до 1 мкм. Методом рентгеноструктурного анализа установлено, что керамическое покрытие представляет собой фазу диоксида циркония Т-ZrO<sub>2</sub> с тетрагональным типом кристаллической решетки.

Физико-механические характеристики покрытий, полученных из разных порошковых смесей, представлены в табл. 1. Измерения твердости покрытия по Виккерсу (HV) проводили на ультразвуковом твердомере при нагрузке на индентор 1 Н по ГОСТ 9450-76. Шероховатость (по параметру R<sub>a</sub>) поверхности покрытий определяли по ГОСТ 2789-73 на профилометре TR 200.

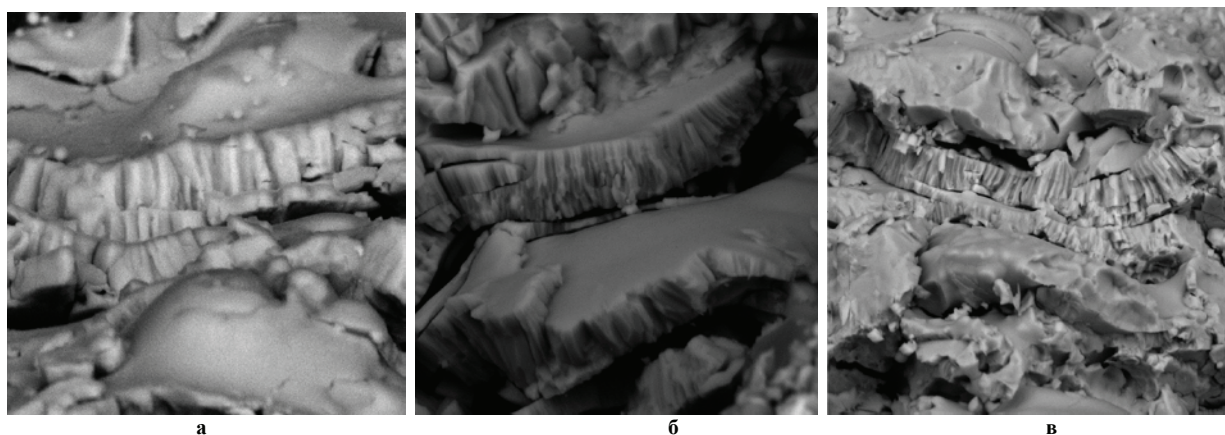


Рис.1. Поперечное сечение термобарьерного покрытия диоксида циркония сформированного из порошковой смеси а – (ZrO<sub>2</sub> + 7% Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub>); б - (ZrO<sub>2</sub> + 5,5 % Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub>); в - (ZrO<sub>2</sub> + 16 % Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) на интерметаллидном подслое системы (X20 000)

Таблица 1. Физико-механические характеристики термобарьерных покрытий, сформированных из разных порошковых смесей

Материал покрытия	Общая пористость, %	Шероховатость поверхности R <sub>a</sub> , мкм	Твердость HV, кг/мм <sup>2</sup>
Покрытие из сферического цельного порошка (ZrO <sub>2</sub> + 7% Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	4,1	6,3	1200
Покрытие из порошка полых микросфер (ZrO <sub>2</sub> +5,5 % Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	4,7	7,5	965
Покрытие из порошка полых микросфер (ZrO <sub>2</sub> +16 % Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	2,1	7,6	945

Высокие требования предъявляются и к ресурсу термобарьерного покрытия в связи с возможностью его преждевременного разрушения. Для повышения надежности покрытия большое значение имеет решение задачи увеличения его прочности сцепления с основным материалом, так как покрытие выполняет свою защитную функцию, пока оно сохраняет свою целостность. С точки зрения механизма разрушения более предпочтителен когезионный характер разрушения, сопровождающийся частичным или фрагментарным отслоением и способствующий продлению жизненного цикла покрытия. В случае нарушения адгезионной связи с подложкой при

крупном отслоении (от подложки), открывается доступ агрессивной среды, и начинается разрушение основного материала. Прочность формируемых покрытий оценивали методом склерометрии алмазным индентором (Rockwell) на автоматизированной установке Revetest RST при скорости перемещения индентора 1 мм/мин и непрерывном возрастании нагрузки на него от 0 до 200. Для покрытия, полученного из цельного сферического порошка, при индентировании зарегистрирован низкоамплитудный акустический сигнал, обусловленный процессом фрагментарного микроскалывания. С увеличением глубины внедрения при возрастающей нагрузке амплитуда сигнала

практически не изменяется, что говорит о когезионном характере разрушения. Даже при максимальной нагрузке (200 Н) не происходит

нарушения адгезионной связи и отслоения покрытия от подложки.

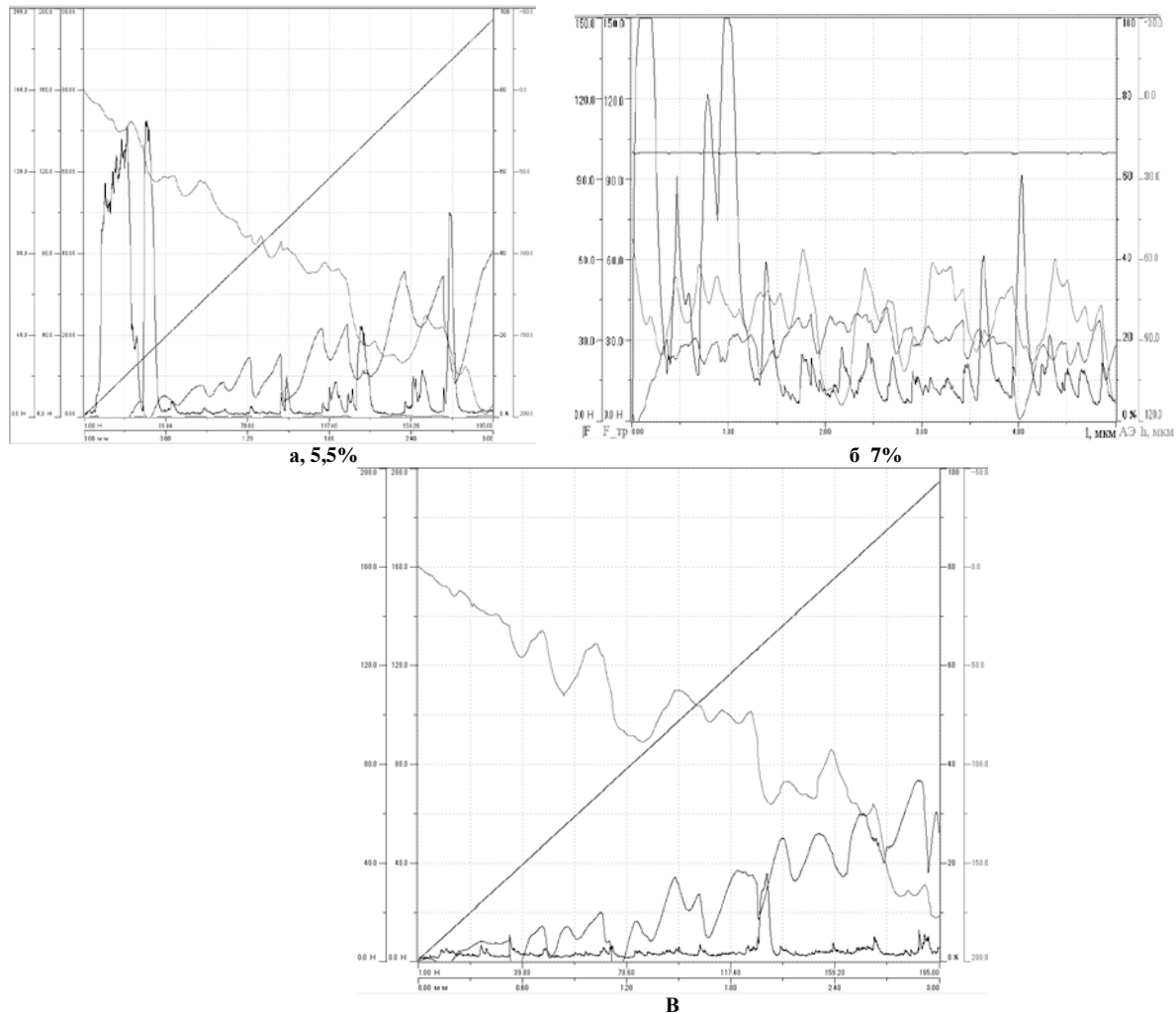


Рис.2. Результаты проведения адгезионных испытаний: а- образец с покрытием из порошка полых микросфер ( $ZrO_2+5,5\% Y_2O_3$ ); б – образец с покрытием из сферического цельного порошка ( $ZrO_2+7\% Y_2O_3$ ); в – образец с покрытием из порошка полых микросфер ( $ZrO_2+16\% Y_2O_3$ )

## Выводы

В результате проведенных исследований разработано теплозащитное покрытие диоксида циркония повышенной толщины (до 3 мм), сформированное на интерметаллидном подслое системы «Ni-Co-Cr-Al-Y» из сферических порошковых смесей с различным содержанием оксида иттрия и предназначенное для защиты деталей, работающих при высоких температурах.

Разработанное покрытие рекомендуется для апробирования на опытных образцах в качестве защитного покрытия от высокотемпературного теплового воздействия.

1. Кузьмин В.И., Картаев Е.В., Сергачев Д.В., Корниенко Е.Е., Лапушкина Е.Ю. Воздушно-плазменное напыление порошковых покрытий с газодинамической фокусировкой гетерогенного потока // Материалы 17-ой Межд. Научно-практической конференции «Технология упрочнения, нанесения покрытий и ремонта: теория и практика». 2014.
2. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Бердник О.Б., Фель Я.А., Кривина Л.А. Исследование жаростойкого интерметаллидного подслоя для теплозащитного покрытия турбинных лопаток ГТД // Вестник Самарского Государственного Аэрокосмического Университета, Самара. 2014. №3. С.85-95
3. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Бердник О.Б., Фель Я.А., Федорченко Теплозащитные покрытия диоксида циркония, на интерметаллидном подслое, полученные методом высокоэнергетического плазменного напыления, для турбинных лопаток газотурбинных двигателей // Вестник Самарского Государственного Аэрокосмического Университета. Самара. 2014. №4(46). С.90-98.

## ВЛИЯНИЕ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ

В.П. Бирюков

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

Рассмотрено влияние дефокусировки лазерного луча на размеры зон упрочнения стали 40Х. С помощью полного факторного эксперимента установлено влияние режимов обработки на геометрические параметры зон закалки. Сканирование лазерного луча с частотой 220Гц повышает производительность лазерной закалки в 1,6 – 2,5 раза по сравнению с обработкой расфокусированным лучом.

**Ключевые слова:** лазерное упрочнение, микротвердость, износостойкость

Производительность лазерной обработки определяется глубиной и площадью упрочненной поверхности. Для повышения износостойкости втулки дизеля в два раза достаточно упрочнить 25% площади рабочей поверхности зеркала цилиндра. Задиристость цилиндропоршневой группы при этом повышается в 1,8 раза [1]. Экспериментально было установлено, что при упрочнении 50% поверхности трения образцов стали 45, 40Х при испытании на машине трения возвратно-поступательного движения МТВ-1 в паре с кнтробразцом из чугуна СЧ20 износостойкость повышается в 3 раза, а при 100% упрочнении в 3,3 раза по сравнению с неупрочненными образцами [2]. По задиристости закаленные лазером образцы не уступают азотированным сталям 40Х и 12ХН3А и значительно в 1,7 раза превосходят цементованную сталь 18ХГТ. Для лазерного упрочнения сталей 45 и 40Х при диаметре лазерного пятна 2 – 4 мм получено линейное повышение глубины зоны закалки при увеличении диаметра лазерного луча [3]. Для маложестких и длинномерных деталей дополнительным критерием оптимизации режимов лазерного упрочнения являются минимальные остаточные деформации [4]. Как показал наш опыт внедрения технологии лазерной закалки на ОАО «Красный пролетарий», при лазерном упрочнении накладных направляющих специальных станков для уменьшения деформаций необходимо закалить 20-25% технологической поверхности и 60% рабочей поверхности. При этом остаточные деформации составляют 0,05 – 0,1 мм на 1 метр длины. Для сравнения при закалке токами высокой частоты (ТВЧ) остаточные деформации составляют 1,5 – 2,0 мм на 1 метр длины. Эта же технология была использована для лазерной закалки деталей суппортной группы специальных станков. При лазерной закалке станины специального станка длиной 2 метра из чугуна СЧ20 остаточные деформации не превысили 0,1 мм. Деформации станин закаленных с помощью ТВЧ при серийном производстве станков составляют 1 – 1,5 мм и для обеспечения точности станка требуется длительная обработка шлифованием.

Для реализации экспериментов по лазерному упрочнению чугунных прессформ был использован многоканальный CO<sub>2</sub> - лазер МТЛ-2М

мощностью 2 кВт с длиннофокусной системой транспортировки и фокусировки излучения [5]. Фокусное расстояние линзы 1240 мм. При выполнении экспериментов были выбраны скоростные режимы термоупрочнения в диапазоне 3 - 9 мм/с, смещение лазерного луча относительно кромки 2 мм, диаметр пятна излучения 13 мм, эффективный диаметр пятна 6,8 мм [6]. Это означает, что более 50% энергии лазерного луча тратится на бесполезный нагрев детали до температуры ниже фазового перехода. Эта технология находит практическое применение при работе расфокусированным лучом, как правило, без оплавления поверхности детали, однако при лазерной закалке с перекрытием дорожек образуются зоны отпуска, ширина которых зависит от режимов обработки. При скорости движения лазерного луча 3 мм/с и мощности излучения лазера 880 Вт глубина зоны упрочнения составила 0,82 мм при средней твердости 464 НV. При увеличении скорости обработки до 9 мм/с и мощности лазера до 1130 Вт получена зона упрочнения с глубиной 0,68 мм, и твердостью 515 НV. Однако на этом режиме обнаружена трещина в закаленном слое. Поэтому оптимальными приняты режимы лазерного термоупрочнения со скоростью перемещения луча 5 - 7 мм/с. Производственные испытания чугунных деталей формовых комплектов для литья стеклотары после показали увеличение их износостойкости в 1,5 – 2 раза.

Целью настоящей работы являются определение геометрических параметров зон лазерного термоупрочнения от мощности, скорости перемещения и дефокусировки лазерного луча.

### Методика проведения исследований

В наших экспериментах лазерное упрочнение производилось на сканере для пространственного управления лазерным лучом образцов из стали 40Х с размерами 12×16×70 мм. В качестве источника излучения использовалась лазерная установка «Комета-М» [2]. Для увеличения поглощательной способности на поверхность образцов наносили покрытие СГ504. Металлографические исследования проводили с использованием микротвердомера ПМТ-3 при нагрузке 0,98 Н, цифровой микроскоп АМ413МL, металлографический микроскоп Альта-ми МЕТ 1С. В первой серии экспериментов исследу-

довали влияние плотности мощности лазерного излучения на глубину, ширину и микротвердость упрочняемых дорожек при постоянной мощности излучения 1000 Вт и скорости перемещения луча 10 мм/с расфокусированным и сканирующим с частотой 220 Гц лучом по нормали к вектору его продольного перемещения. Для этого оптическую головку с фокусным расстоянием 400 мм, оснащенную металлическими зеркалами перемещали относительно фокальной плоскости по высоте на 10 - 100 мм.

Во второй серии опытов с помощью метода полного факторного эксперимента (ПФЭ) определяли влияние режимов обработки на параметры упрочненных дорожек. В качестве факторов эксперимента были выбраны мощность излучения  $P$ , 700-1000 Вт, скорость обработки  $V$ , 6 – 10 мм/с, и диаметр лазерного луча  $d$ , 2,5 – 3,5 мм. Для построения математических моделей в качестве откликов системы рассматривались глубина  $h$  и ширина  $b$  зон лазерной закалки.

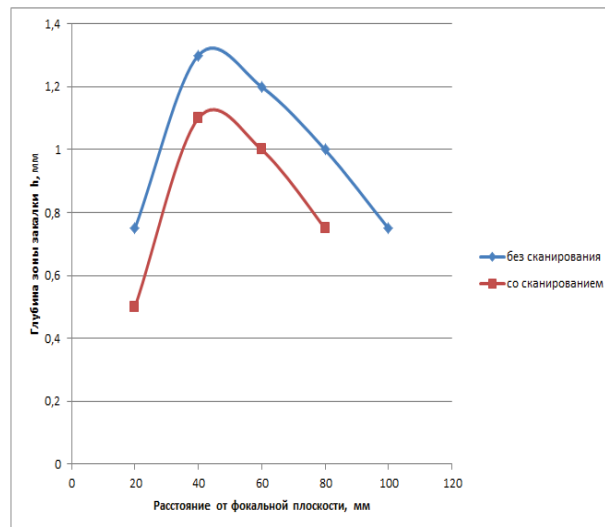
Упрочнение опытных образцов производилась для максимальных и минимальных уровней факторов эксперимента, что предусматривает методика ПФЭ [7]. Эксперименты проводились в два этапа – без сканирования, расфокусированным лучом и со сканированием (частота  $f=220$  Гц).

### Результаты экспериментов и их обсуждение

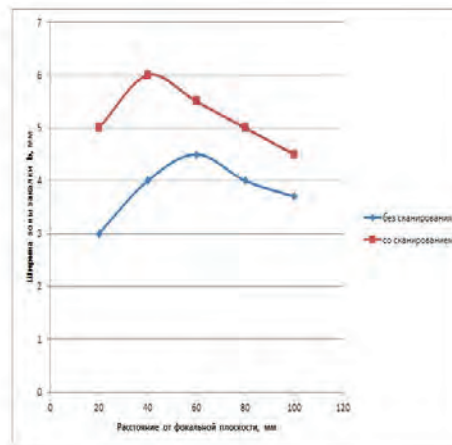
По результатам измерений параметров упрочненных зон в первой серии экспериментов построены графики зависимости глубины и ширины зон закалки от изменения расстояния до фокальной плоскости или плотности мощности излучения представлены на рис.1 (а, б). Обработка результатов экспериментов показала, что высокочастотное сканирование лазерного луча позволяет повысить площадь поперечного сечения зон закалки в 1,6 – 2,5 раза по сравнению с упрочнением расфокусированным лучом. Левую и правую часть графика рис. 1,а можно представить в виде линейных зависимостей с ограничением области их определения. Например, для левой части графика предельные значения диаметров лазерного пятна на поверхности детали 2 – 4 мм, а для правой – 8 - 10 мм. Тогда решение линейных уравнений регрессии будет иметь адекватные значения.

Во второй серии опытов с помощью метода полного факторного эксперимента (ПФЭ) определяли влияние режимов обработки на параметры упрочненных дорожек. В качестве факторов эксперимента были выбраны мощность излучения  $W$ , Вт, скорость обработки  $V$ , мм/с, и диаметр лазерного луча  $d$ , мм. Для построения математических моделей в качестве откликов системы рассматривались глубина  $h$  и ширина  $b$  зон лазерной закалки.

Упрочнение опытных образцов производилась для максимальных и минимальных уровней факторов эксперимента, что предусматривает методика ПФЭ [7].



а



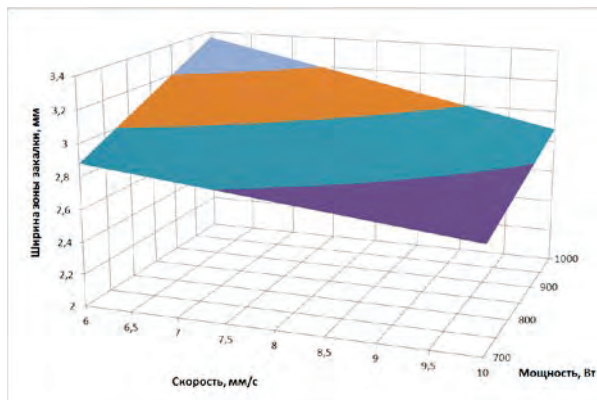
б

Рис. 1. Графики зависимости глубины (а) и ширины (б) зоны закалки от изменения расстояния до фокальной плоскости

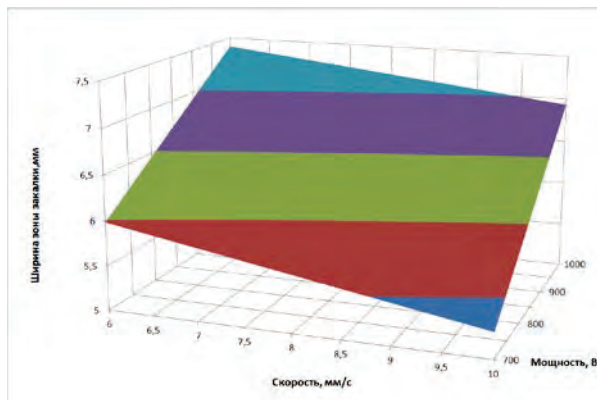
В результате проведенного регрессионного анализа получена система уравнений регрессии геометрических параметров упрочненных зон в зависимости от режимов обработки. Превалирующее влияние на геометрические параметры зон закалки имеет мощность излучения. С увеличением мощности растут ширина и глубина зоны закалки. С ростом скорости перемещения глубина и ширина закаленных зон уменьшается. С увеличением диаметра луча растет глубина и ширина зон закалки.

По уравнениям регрессии проведены расчеты, и сопоставлены с результатами эксперимента.

Расчетные значения отличаются от фактических глубины и ширины зон закалки не более чем на 4%.



а



б

Рис. 2. Графики зависимости ширины зон лазерной закалки: а – закалка расфокусированным лучом диаметром 3,5 мм; б – закалка сканирующим лучом с частотой 220 Гц

Применение высокочастотного сканирования луча приводит к незначительному уменьшению глубины зоны закалки и к увеличению в 2 – 3 раза ширины упрочненного слоя. Так при скорости перемещения луча 10 мм/с, мощности излучения 700 Вт, лазерном пятне на поверхности диаметром 2,5 мм ширина зоны закалки составляет 2,284 мм при ее глубине 0,664 мм (рис. 3, а). При высокочастотном сканировании луча с частотой 220 Гц по нормали к его подаче ширина зоны закалки увеличивается до 6,332 мм при незначительном уменьшении глубины закалки до 0,412 мм. Зона оплавления в первом случае составляет 300 – 350 мкм при сканировании луча 5 – 30 мкм. Микротвердость зон закалки расфокусированным и сканирующим лучом составила 7180-7840 МПа и 7420-8520 МПа соответственно. Для замены трудоемкой и энергоемкой операции цементации деталей с толщиной слоя 1 мм в первой серии экспериментов получены зоны упрочнения с глубиной слоя 1,2 мм шириной 6,6 мм с микротвердостью 7180 – 8300 МПа при диаметре лазерного пятна 5 мм и частоте сканирования 220 Гц.

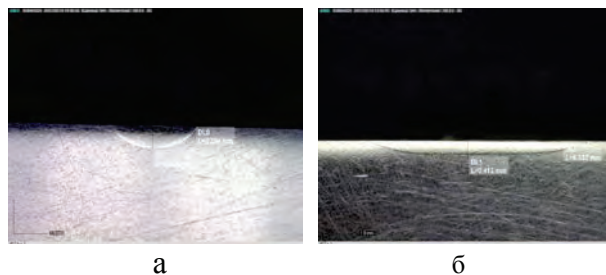


Рис. 3. Микрошлифы зон закалки стали 40Х: а – расфокусированным лучом; б – сканирующим лучом с частотой 220 Гц

## Выводы

1. Получены зависимости глубины и ширины упрочненных зон от дефокусировки при постоянной скорости и мощности лазерного луча.
2. С помощью регрессионного анализа построены поверхности, наглядно демонстрирующие зависимость параметров зон упрочнения от мощности и скорости перемещения лазерного луча.
3. Представлены режимы лазерной закалки, показывающие повышение производительности в 1,6 – 2,5 раза и микротвердости на 600 – 1200 МПа при высокочастотном сканировании лазерного луча по сравнению с упрочнением расфокусированным пучком.

1. Матвеев Ю.И. Лазерные технологии в судовом машиностроении. Н. Новгород. Изд-во ГОУ ВПО ВГАВТ. 2003. – 98 с.
2. Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. №1. С. 60-66.
3. Бирюков В.П. Лазерная закалка сканирующим лучом поверхностей трения деталей из углеродистых сталей и серых чугунов. Автореф. Дис ... канд. техн. наук: 05.02.04. / ИМАШ РАН. М. 1988. – 24 с.
4. Пат. 2449028 РФ. Способ закалки поверхностных слоев плоских длинномерных стальных изделий / В.П.Бирюков, Ю.Н. Дроздов, Э.Г. Гудушаури, Б.Н. Михайлин, А.А. Фишков. Оpubл. 27.04.2012.
5. Шлегель А.Н. Выбор рациональных режимов лазерного упрочнения рабочих кромок чугунных форм для стеклоформуемых машин // Вестник МГТУ «СТАНКИН». 2011. №3. С.106-109.
6. Морозов В.В., Югов В.И., Шлегель А.Н. Исследование износостойкости упрочненных лазерным излучением кромок деталей формовых комплектов для литья стеклотары // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. №7. С.52-56.
7. Евдокимов Ю.А., Колесников В.И., Тетерин А.И. Планирование и анализ экспериментов при решении задач трения и износа. М: Наука. 1980. 226 с.

## ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА РАБОТЫ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ПРИ ЛАЗЕРНОМ УПРОЧНЕНИИ ПРОФИЛИРОВАННЫМ И КОЛЕБЛЮЩИМСЯ ЛУЧОМ

В.П. Бирюков<sup>1</sup>, А.А. Фишков<sup>1</sup>, Д.Ю. Татаркин<sup>2</sup>, Е.В. Хриптович<sup>2</sup>

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

<sup>2</sup>ООО НТО «ИРЭ – Полюс», г. Фрязино, Московская обл., Россия

Рассмотрено влияние излучения волоконных лазеров на размеры зон упрочнения стали 40X и 40X2HMA. Показано, что максимальная ширина закалки круглым пятном не превышает 5,5 мм при мощности излучения до 2000 Вт, применение гальваносканера IPG 2D позволяет получить зоны закалки в пределах 15 – 50 мм за один проход при глубине слоя до 2,5 мм.

**Ключевые слова:** лазерное упрочнение, микротвердость, износостойкость

В промышленном производстве в настоящее время используются различные типы лазеров: твердотельные, газовые, волоконные, диодные, дисковые и другие. Для большинства лазерных установок на выходе из резонатора формируется пятно круглого сечения [1]. При воздействии на поверхность детали таким пятном в его центре время воздействия определяется отношением диаметра луча к скорости его перемещения, а по краям оно стремится к нулю. Для устранения этого недостатка стремятся придать лазерному пятну на поверхности обрабатываемой детали прямоугольную форму или близкую к ней с помощью колебаний луча по нормали к направлению вектора скорости перемещения детали (луча) [2]. Применяется высокочастотное сканирование луча с частотами 150-1200 Гц или гальваносканеры со скоростью перемещения луча до 10 м/с, частотой колебаний луча 3-100 Гц в зависимости от амплитуды. При 100% закалке поверхностей деталей с наложением дорожек в местах их перекрытия образуются зоны отпуска, составляющие по ширине на упрочняемой поверхности рядом с дорожкой 0,5 – 3,0 мм расфокусированным лучом и 0,1 – 0,2 мм при закалке колеблющимся, с высокой частотой, лучом в зависимости от режимов обработки. При отсутствии в смазки в парах трения отклонение твердости поверхностных слоев не должно превышать 6 - 8 HRC.

Лазерное упрочнение стали AISI 4140 с различным перекрытием дорожек закалки от 3 до 6 мм, проводили на твердотельном лазере с размером пятна 12 × 8 мм с мощностью излучения 800 - 1200 Вт при скорости перемещения 0,3 – 2 мм/с образцов с размерами 76,2 × 50,8 × 25,4 мм [3]. При оптимальной мощности излучения 850 Вт при перекрытии дорожек 5 мм получена глубина закаленного слоя 1,9 – 2 мм без плавления поверхности. Максимальная твердость зон закалки 668-700 HV (58 HRC). Твердость на участках перекрытия лазерных дорожек колебались от 480 HV (48 HRC) до 669 HV (58 HRC). Разница глубины двух соседних закаленных дорожек составила 0,2 мм.

Обработку сталей AISI 1018, AISI 4140 и серого чугуна проводили на диодном лазере при постоянной мощности 4 кВт. Луч имел прямоугольный профиль размером 13 × 4 мм [4]. Скорость ска-

нирования варьировалась от 1000 до 2000 мм/мин. Испытания на изнашивание проводили по схеме диск – плоскость по стандарту США ASTM G-99-95A при нагрузке 100 Н без смазочного материала. Образцы из сталей и серого чугуна имели поперечное сечение 15 × 10 мм (поверхность трения), при толщине 3,5 мм. Диск был изготовлен из подшипниковой стали SAE 52100 и упрочнен до твердости 60-62 HRC. Путь трения за время испытаний - 5000 м при скорости скольжения 5 м/с. Металлографическими исследованиями установлено, что с увеличением скорости перемещения луча микротвердость возрастает для сталей AISI 1018 с 287 до 349 HV, AISI 4140 с 559 до 638 HV, для серого чугуна 654 -830 HV. Глубина зон упрочнения для образцов из сталей составила 150-200 мкм, для чугуна 350-400 мкм. При испытании на изнашивание образцов стали AISI 1018 установлено, что наибольшая износостойкость получена при упрочнении лазерным лучом с минимальной скоростью 1000 мм/мин и твердостью 287 HV. Это связано с образованием окисных пленок препятствующих износу образца. Износостойкость образцов стали AISI 4140 повысилась в 2,5; 5 и 10 раз пропорционально увеличению скорости 1000, 1500 и 2000 мм/мин перемещения лазерного луча и микротвердости упрочненных зон.

Целями работы являются: увеличение ширины зоны лазерной закалки за один проход, уменьшение или исключение зон отпуска при лазерном упрочнении для повышения ресурса работы деталей машин.

### Методика проведения исследований

Для экспериментов использовали универсальное оборудование ООО НТО «ИРЭ-Полюс» содержащее лазерные установки ЛС-6, ЛС-4 и ЛС-1, робот KUKA, сканер IPG 2D, технологический стол. Лазерное упрочнение производилось на образцах из стали 40X, 40XH2MA с размерами 12×16×70, 10×60×180 мм. Варьируемыми параметрами были расстояние от фокальной плоскости в пределах 25 – 200 мм, мощность излучения 1000 - 2000 Вт, скорость перемещения луча 10-20 мм/с на лазере ЛС-6. Обработка стали 40XH2MA проводилась с использованием сканирующих устройств: расстояние от фокальной плоскости 50 – 200 мм, шаг

сканирования 50 – 1500 мкм, ширина зон обработки 15-25 и 50 мм, мощность излучения 1000 и 2000 - 4000 Вт на волоконных лазерах ЛС-1, ЛС-4. Металлографические исследования выполняли на микротвердомере DURASCAN-70 при нагрузке 0,98 Н, микроскопе Olympus GX-51.

Для определения задиростойкости упрочненных образцов использовали универсальную машину трения МТУ-01. Испытания проводили по схеме плоскость (образец с лазерной закалкой или азотированной стали 40X) – кольцо (контроль образец сталь 40X с объемной закалкой 52-54HRC). В качестве смазочного материала применяли масло индустриальное И-20. Удельное давление изменяли в пределах 1 – 4 МПа, скорость скольжения 0,5 – 4 м/с.

### Результаты экспериментов и их обсуждение

При упрочнении стали 40X на лазере ЛС-6 круглым пятном получены дорожки закалки глубиной 0,6 – 1,2 мм, шириной 3,5 – 5,5 мм в зависимости от расстояния от фокальной плоскости. Лазерная закалка при расстоянии от фокальной плоскости менее 40 мм приводит к кинжальному проплавлению материала основы на глубину 2 – 4 мм. Микротвердость зон закалки изменялась в пределах 6240 – 7280 МПа. Для мощности излучения 1000 и 2000 Вт найдены режимы закалки без оплавления поверхности образцов при дефокусировке на 75 и 100 мм и скорости перемещения луча 10 и 20 мм/с соответственно.

При лазерной закалке образцов стали 40XН2МА в импульсном режиме при мощности излучения 1000 Вт ширине зоны закалки 15 – 25 мм получены зоны упрочнения с глубиной слоя 0,2 – 2000 мкм. Микротвердость измеряли по ширине и глубине закаленного слоя с шагом 100 и 200 мкм. На рис. 1(а и б) представлены микрошлифы зон закалки стали 40XН2МА с глубиной закаленного слоя 1,118 мм при ширине зоны 15 мм. Микротвердость упрочненных зон составила 6410 - 7340 МПа или 56 – 60 HRC. Графики измерения микротвердости единичной дорожки закалки и с наложением дорожек представлены на рис. 2 (а и б). Шаг измерения микротвердости 200 мкм.

Лазерное упрочнение образцов стали 40XН2МА на установке ЛС – 4 проводилось с целью дальнейшего увеличения ширины и глубины зоны закалки. При мощности излучения 2000 Вт получены дорожки закалки с шириной 50 и глубиной 0,2 – 2,0 мм. Увеличение мощности до 4000 Вт позволило получить слои с глубиной закалки до 2,5 мм при той же ширине обработанной зоны. На рис. 3 представлен микрошлиф дорожки закалки стали 40XН2МА.

Проведенные испытания образцов показали повышение износостойкости и задиростойкости в 1,5 – 2 раза по сравнению с азотированными образцами стали 40X2HMA.

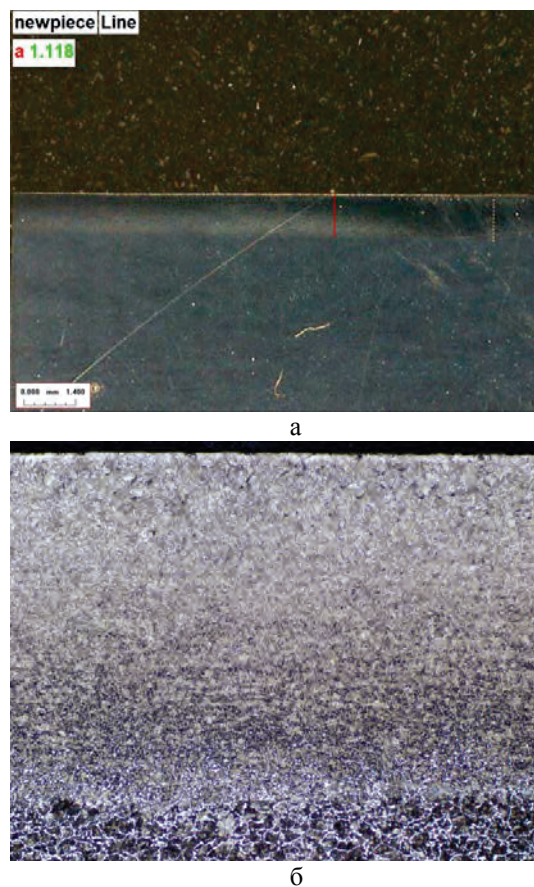
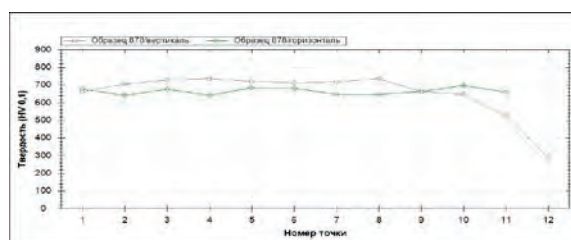
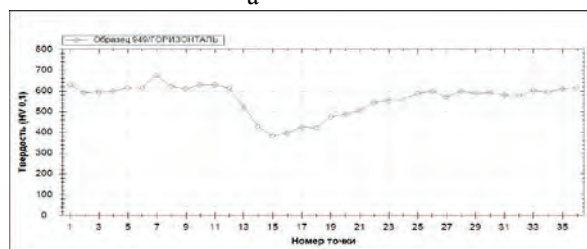


Рис. 1. Лазерное упрочнение стали 40XН2МА: а - общий вид поперечного шлифа; б - микроструктура  $\times 50$



а



б

Рис. 2. Графики микротвердости зон закалки стали 40X2HMA: а – единичная дорожка с шириной 15 мм, б – с перекрытием зон закалки 15%



Рис. 3. Микрошлиф зоны закалки стали 40Х2НМА при мощности излучения 4000 Вт

Разработанная технология широкополосной лазерной закалки лучом волоконного лазера при использовании сканеров IPG 2D позволит расширить номенклатуру деталей.

Ширина зоны упрочнения 15 - 50 мм за один проход позволяет обрабатывать посадочные места шеек валов различных механизмов и машин под подшипники качения и скольжения, направляющие работающие при высоких контактных давлениях, детали суппортных групп металлорежущих станков. Кроме того эта технология может быть использована

для упрочнения гибочных и других штампов при глубине упрочненного слоя 2,5 мм.

### Выводы

При упрочнении стали 40Х круглым пятном получены дорожки закалки глубиной 0,6 – 1,2 мм, шириной 3,5 – 5,5 мм.

Для деталей, работающих в условиях ограниченной смазки или без смазочного материала, разработана технология упрочнения с использованием волоконных лазеров и 2D сканеров с шириной закаленных слоев 15-50 мм за один проход при глубине зоны 0,2 – 2,5 мм.

Износостойкость и задиристость упрочненных волоконным лазером зон в 1,5 – 2,0 раза выше, чем азотированных образцов стали 40Х2НМА.

1. Справочник по лазерной сварке / Под ред. С. Каторяма. М.: ТЕХНОСФЕРА. 2015. – 704 с.
2. Бирюков В.П. Расчетно-экспериментальное определение параметров упрочненных зон при лазерной закалке чугунов и сталей //ФОТОНИКА. 2017. №2.
3. Lakhkar R. S. , Shin Y. C., Krane J. M. Predictive modeling of multi-track laser hardening of AISI 4140 steel // Materials Science and Engineering A 480 (2008) 209–217.
4. Sridhar K., Katkar V. A., Singh P. K, Haake J. M. Dry sliding friction wear behaviour of high power diode laser hardened steels and cast iron // J. Surface Engineering 2007 VOL 23 NO 2 pp. 129-141.



## ЭРГАНИЧНАЯ МОДЕЛЬ РОБОТА-СОРТИРОВЩИКА

М.В. Бобырь<sup>1</sup>, С.А. Кулабухов<sup>2</sup>, М.Ю. Лунева<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; fregat\_mn@rambler.ru

<sup>2</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; Kulabuhov.Sergei@yandex.ru

<sup>3</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия;

В статье рассматривается модель мобильного робота – сортировщика на платформе Pirate 4WD под управлением микроконтроллера Arduino Mega 2560. Представлена схема робота и электрическая схема подключения датчиков. Предложен принцип управления действиями робота. Для управления манипулятором предлагается использование нечеткой SISO- системы.

**Ключевые слова:** Мобильный робот-сортировщика, Arduino Mega 2560, датчик расстояния, нечетко-логическая система

### Цель

Конвейерное производство требует повышенной степени автоматизации, позволяющей заменить ручной труд за счет внедрения эргономичных роботизированных механизмов. Это сокращает ошибки на производстве и как следствие увеличивает производительность Труда. В данной работе рассмат-

ривается экспериментальная модель робота-сортировщика «рис. 1», разработанного на четырехколесной мобильной платформе Pirate 4WD под управлением микроконтроллера Arduino Mega 2560 [1, 2].

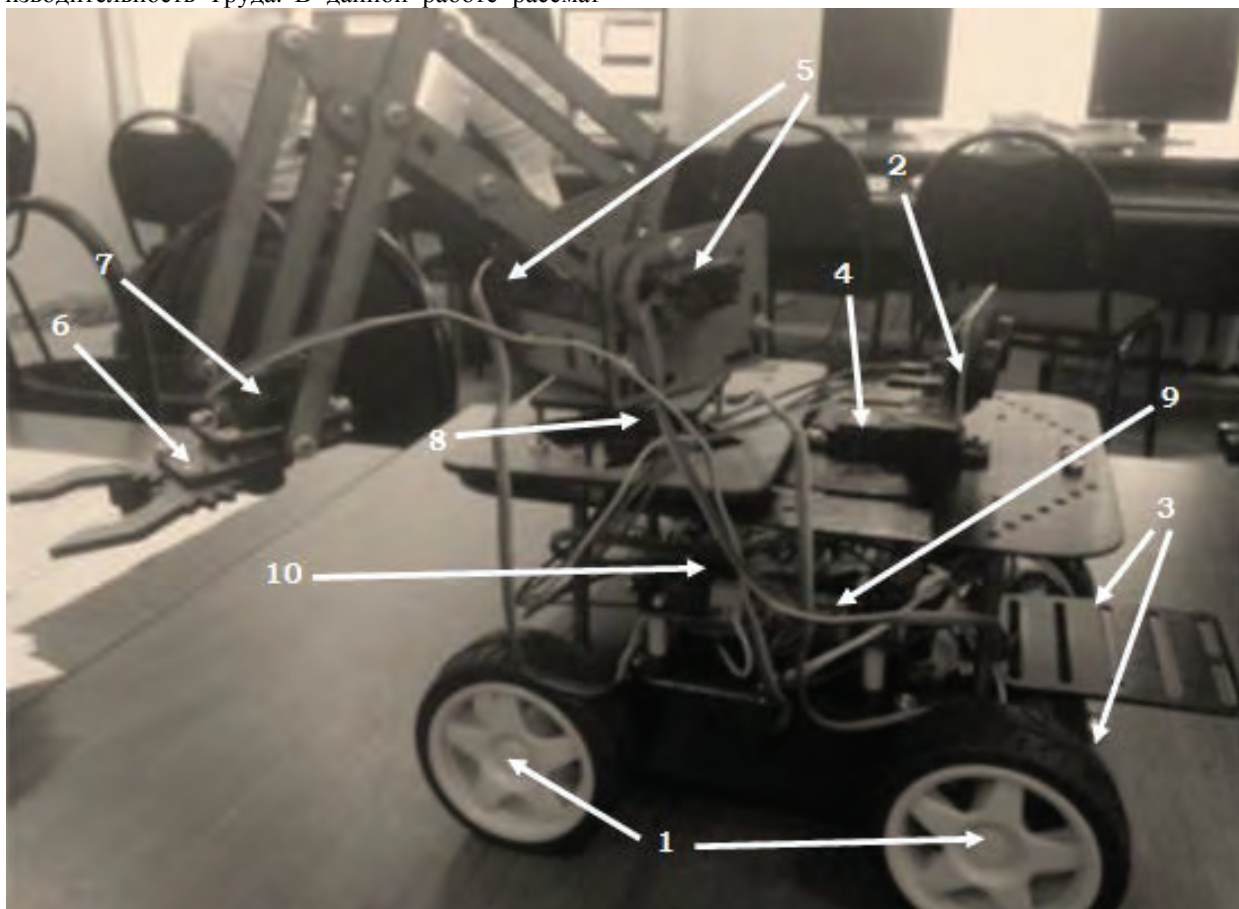


Рис. 1. Общий вид модели мобильного робота: 1 – колеса; 2 – ультразвуковой датчик расстояния; 3 – инфракрасные датчики линии; 4 – сервопривод ультразвукового датчика расстояния; 5 – сервоприводы левого и правого плеча манипулятора; 6 – захват манипулятора; 7 – сервопривод захвата манипулятора; 8 – сервопривод, для поворота башни манипулятора; 9 – датчик распознавания цвета; 10 – микроконтроллер.

Для идентификации целей используются сенсоры: датчики линии, инфракрасные дальнометры и датчик распознавания цветов.

**Постановка задачи для движения экспериментальной модели робота-сортировщика.**

Робот-сортировщик движется по линии вперед и назад вдоль конвейерной ленты. Для контроля

движения робота-сортировщика применяются инфракрасные датчики линии, закрепленные внизу платформы в передней части. В процессе движения, робот-сортировщик производит поиск объектов на ленте и производит распознавание их по цвету. Для этого применяется DFRobot Color Sensor. Целевыми являются объекты красного цвета. Обнаружив нужный объект, робот-сортировщик останавливается и производится определение расстояния до объ-

екта на ленте с помощью ультразвукового дальнотмера. Затем в работу включается манипулятор, закрепленный сверху платформы. Он захватывает объект и убирает его с ленты конвейера. Далее если пройден не весь участок ленты, обрабатываемый роботом-сортировщиком, он продолжает движение вперед, производя поиск нужных элементов. Конец зоны обработки ограничивается линией финиша. Схематично это представлено на «рис 2».

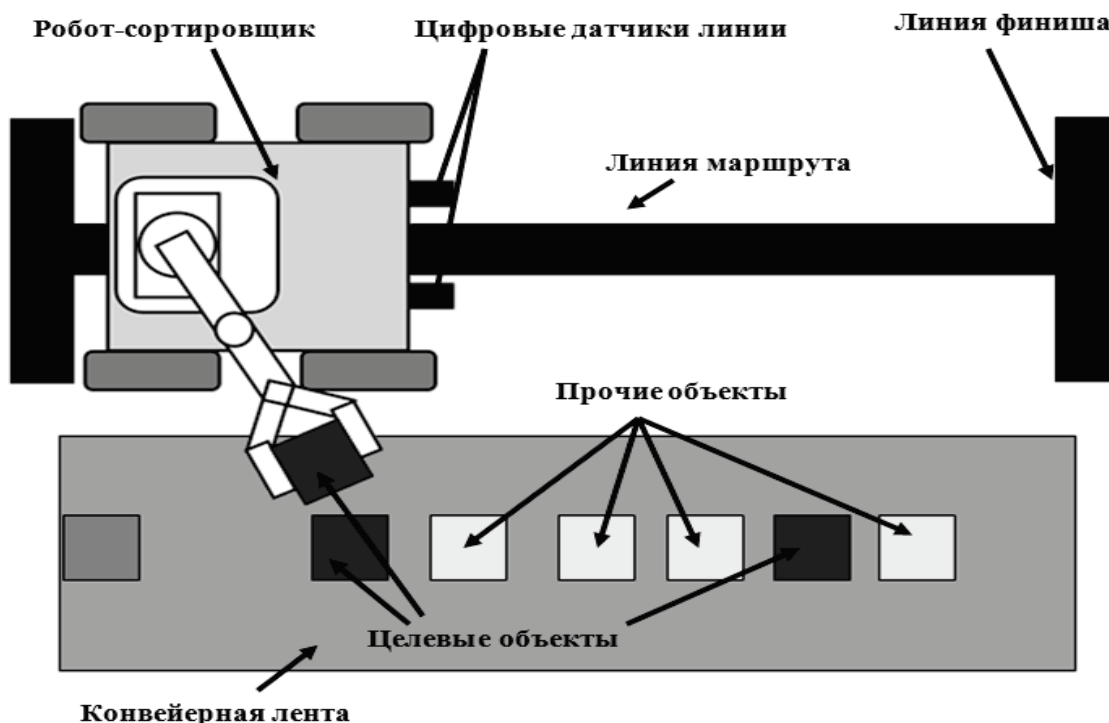


Рис. 2 Общая схема работы робота-сортировщика

Цифровые датчики линии, координирующие движение вдоль линии, устанавливаются справа и слева от черной линии снизу платформы в передней части робота-сортировщика. Они следят за тем, чтобы робот не пересекал начерченную под ним линию, которая должна находиться между ними «рис 3».

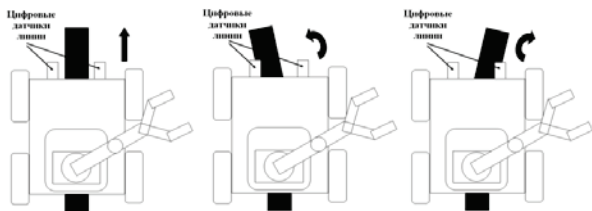


Рис. 3 Способ контроля направления движения

Контроль сигналов от цифровых датчиков линии производится на основании сигнала об уходе с черного цвета маршрутной линии, когда на его выходе формируется сигнал логической “0” – попадание на черный фон [3]. В этой ситуации подается сигнал о необходимости поворота на небольшой угол для возврата мобильного робота на маршрут движения. Питание и управления двигателями робота – сортировщика осуществляется платой Arduino Mega

2560 и двумя драйверами моторов L293D [4-5]. Микросхема L293D используется для независимого управления двумя двигателями постоянного тока. Общая схема подключения электродвигателей робота сортировщика, включая драйверы микросхемы L293D, представлена на «рис. 4».

Работа манипулятора построена на вращении четырех сервопривода. Один отвечает за вращение опоры, два из них за подачу схватывающего механизма вперед и назад, и последний за схватывающий механизм. Подключение сервоприводов, двигателей и датчиков представлено на «рис. 4».

Важной задачей является определение расстояния до целевого объекта от захвата манипулятора. Для этого предлагается разместить датчик расстояния - Sharp 2D120X F 05 над захватом, работающий в диапазоне 4 – 30 см, что достаточно для решения задачи подведения захвата манипулятора.

Для определения угла, на который необходимо повернуть опору, нужно использовать нечеткую SISO-систему [6-8], где на вход подается информация о расстоянии до объекта, а на выходе рассчитывается угол поворота сервоприводов 4 (см. рис. 1). Это повисит эргономичность системы поиска и идентификации целевых объектов [9, 10].

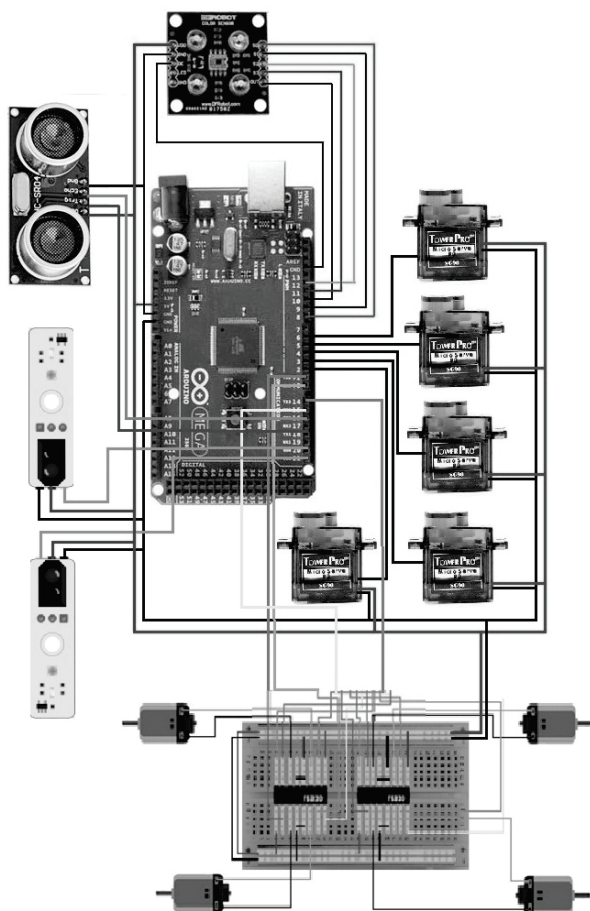


Рис.4 Схема подключения элементов робота сортировщика.

1. Бобырь М.В., Милостная Н.А. Нечеткая модель интеллектуальной системы управления мобильным роботом // Проблемы машиностроения и автоматизации (Engineering and automation problems). 2015. №3. С. 57-67.
2. Bobyry M.V., Kulabukhov S.A. Simulation of control of temperature mode in cutting area on the basis of fuzzy logic. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017. Т. 46. № 3. С. 288-295.
3. Титов В.С., Бобырь М.В., Кулабухов С.А. Учет инерционности в нечетко-логических системах управления // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. 2014. № 12. С.14-19.
4. Бобырь М.В., Титов Д.В., Кулабухов С.А. Оценка прогнозирования принятия решений в условиях неопределенности. Телекоммуникации. №11, - 2015.-С.39-44.
5. Бобырь М.В., Титов Д.В., Кулабухов С.А. О некоторых свойствах мягкого алгоритма нечетко-логического вывода // Известия Юго-Западного государственного университета. Серия управление, вычислительная техника, информатика. Медицинское приборостроение. № 2(59), -Курск, 2015.- С.39-51.
6. Бобырь М.В. Адаптация системы управления мобильным роботом на основе нечеткой логики // Мехатроника, автоматизация, управление. 2015. Том 16, №7. С. 449-455.
7. Бобырь М.В., Кулабухов С.А., Титов Д.В. Оценка влияния числа обучаемых точек на аддитивность нечетких систем // Промышленные АСУ и контроллеры. 2014. № 10. С. 30-35.
8. Титов В.С., Бобырь М.В., Милостная Н.А. Распознавание контуров деталей на основе использования лазерных преобразователей информации. Промышленные АСУ и контроллеры. 2007. № 3. С. 22-25.
9. 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.
10. Bobyry M.V., Milostnaya N.A., Kulabukhov S.A. A method of defuzzification based on the approach of areas' ratio // Applied Soft Computing. 2017. Т. 59. С. 19-32.

## УСТРОЙСТВО ОХЛАЖДЕНИЯ ДЛЯ ФРЕЗЕРНОГО СТАНКА С ЧПУ

М.В. Бобырь<sup>1</sup>, А.А. Нассер<sup>2</sup>, М.А. Абдулджаббар<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; fregat\_mn@rambler.ru

<sup>2</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия; nassier@mail.ru

<sup>3</sup>Юго-Западный государственный университет, Курск, Россия;

В статье рассмотрено устройство охлаждения для фрезерного станка с ЧПУ. На основе разработанного устройства синтезирован алгоритм его работы, который позволяет за счет изменения величины силы тока управлять интенсивностью охлаждения термозлемента.

**Ключевые слова:** фрезерный станок с ЧПУ, нечеткая логика.

### Цель

Увеличение производительности станка с ЧПУ, за счет снижения температуры в зоне резания.

### Постановка задачи для проектирования устройства охлаждения технологической системы станок-приспособление-инструмент-деталь для фрезерного станка с ЧПУ.

Обобщенная функционально-структурная схема автоматизированной системы с адаптивным нейро-нечетким управлением (АСАННУ) охлаждения технологической системы станок-приспособление-инструмент-деталь представлена на рисунке 1.

Оригинальными элементами функционально-структурной организации АСАННУ являются блоки: определения степеней истинности, матрицы нечетких отношений; усечения и объединения термов выходной переменной, совокупность которых увеличивает оперативность процесса принятия управляющих решений [1, 2].

Общий принцип управления охлаждением в зоне резания оборудования с ЧПУ заключается в следующем [3–5]. При обработке заготовки в зоне резания возникают температурные деформации, которые необходимо компенсировать. При уменьшении температурных деформаций возможно увеличение скорости резания, что приводит к увеличению производительности станка с ЧПУ.

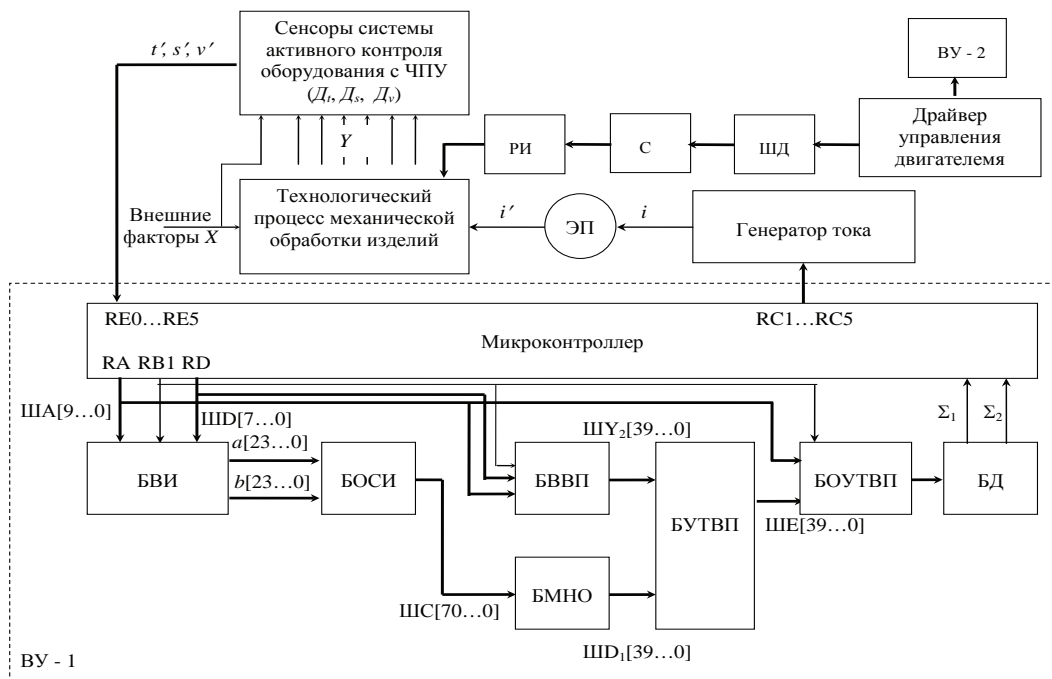


Рис. 1. Структурно-функциональная организация нейро-нечеткого устройства охлаждения изделий, где ЭП – элемент Пельтье; БВИ – блок ввода информации; БОСИ – блок определения степеней истинности; БМНО – блок матрицы нечетких отношений; БВВП – блок ввода выходной переменной; БУТВП – блок усечения термов выходной переменной; БОУТВП – блок объединения усеченных термов выходной переменной; БД – блок дефазсификации; ШД – шаговый двигатель, РИ – режущий инструмент; ВУ-1 – вычислительное устройство, реализовано на базе микроконтроллера Arduino Mega ВУ-2 – вычислительное устройство реализовано на базе микроконтроллера Arduino UNO; РИ – режущего инструмента; С- суппорт

Для компенсации температурных деформаций в предложенном устройстве используется

термоэлемент. В зависимости от величины силы тока, подаваемой на вход термоэлемента, изменяется интенсивность охлаждения в зоне резания.

Алгоритм управления температурными деформациями представлен на рисунке 2. В нем производится перерасчет силы тока подаваемой на термоэлемент в зависимости от изменяющихся в режиме реального времени параметров резания, к которым относятся: температура  $t$  в зоне резания, подача  $s$  и скорость резания  $v$ . Перерасчет осуществляется в

зависимости от 25 нечетких правил, которые составляют основу нечеткой базы АСАННУ [6–10]. Например, если на вход нечеткой системы управления от датчиков системы активного контроля оборудования с ЧПУ поступят следующие данные:  $t=95$  С,  $s=0,22$  мм/об и  $v=163$  м/мин то его выходе будет сформирован сигнал равный 303,7 мА, который посредством генератора тока (см. рис. 1) передается на вход термоэлемента.

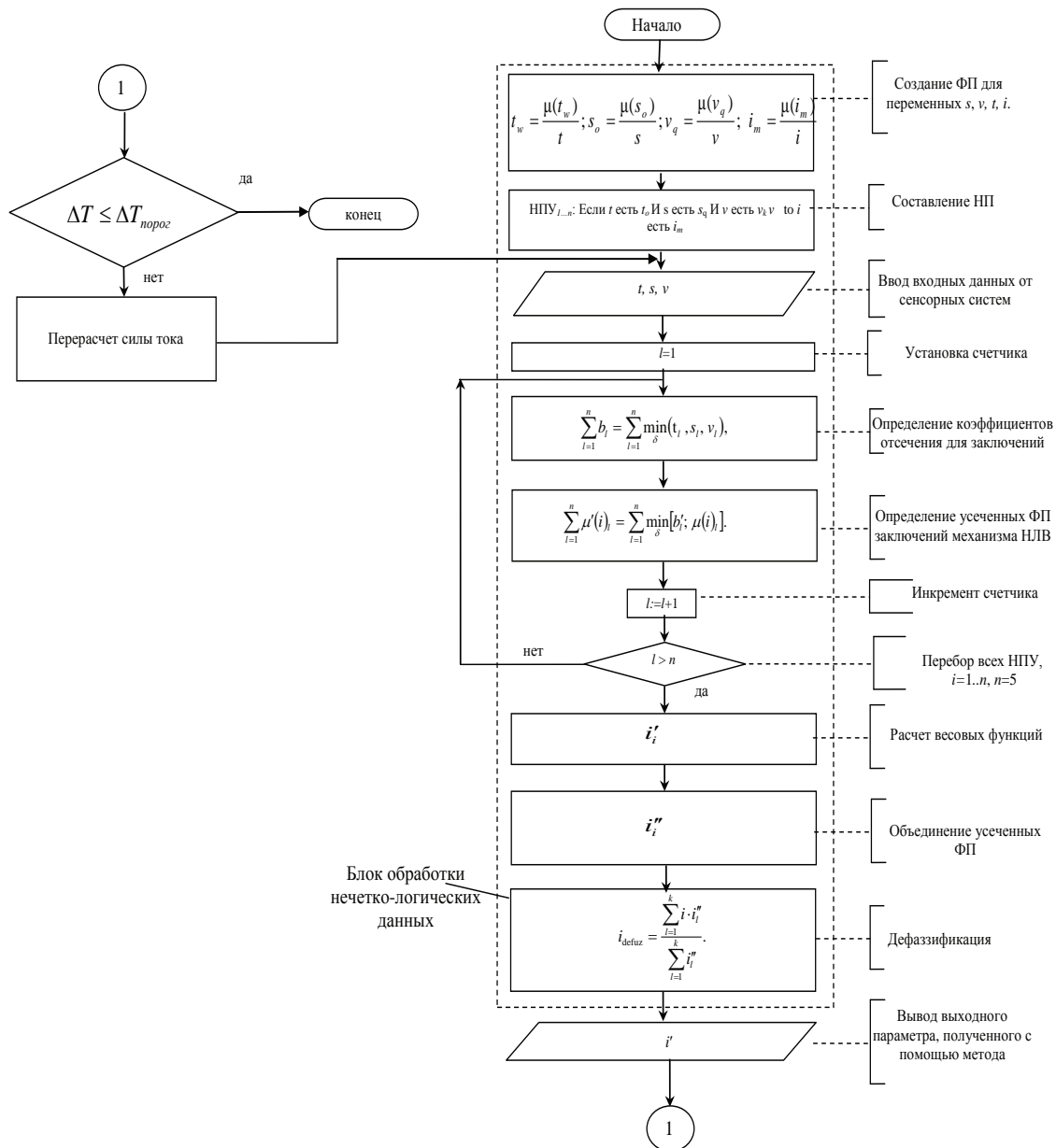


Рис. 2 Алгоритм управления температурными деформациями

Алгоритм, представленный на рисунке 2, позволяет увеличить производительности станка с ЧПУ, за счет увеличения скорости обработки деталей. Другой отличительной его особенностью является увеличение оперативности принятия управляющих решений за счет редукции заключений нечетко-логического вывода [11, 12].

1. Бобырь М.В., Титов В.С. проектирование адаптивной нечетко-логической системы управления. Часть I// Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2013. Т. 56. № 6. С. 60-65.
2. Бобырь М.В. Проектирование адаптивной нечетко-логической системы управления. Часть III// Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2013. Т. 56. № 6. С. 66-71.

3. Титов В.С., Бобьрь М.В., Милостная Н.А., Бобовников Н.Ю. Устройство для обработки деталей на оборудовании с ЧПУ // Патент РФ на изобретение № 2309034 2005.
4. Титов В.С., Бобьрь М.В., Милостная Н.А. Устройство управления точностью обработки деталей // Патент РФ на изобретение № 2288809. 2005.
5. Титов В.С., Бобьрь М.В., Милостная Н.А. Распознавание контуров деталей на основе использования лазерных преобразователей информации // Промышленные АСУ и контроллеры. 2007. № 3. С. 22-25.
6. Bobyr M.V., Kulabukhov S.A. Simulation of control of temperature mode in cutting area on the basis of fuzzy logic. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2017. T. 46. № 3. С. 288-295.
7. Bobyr M.V., Milostnaya N.A., Kulabuhov S.A. A method of defuzzification based on the approach of areas' ratio // Applied Soft Computing. 2017. T. 59. С. 19-32.
8. Бобьрь М.В., Титов В.С., Нассер А.А Автоматизация процесса управления скоростью резания на основе мягких вычислений // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2014. – №2. – С.40-47.
9. Бобьрь М.В., Нассер А.А Алгоритм управления охлаждением реза на основе нечеткой логики // Промышленные АСУ и контроллеры. – 2015. – №2. – С.3-9.
10. Бобьрь М.В., Кулабухов С.А., Титов Д.В. Оценка влияния числа обучаемых точек на аддитивность нечетких систем // Промышленные АСУ и контроллеры. 2014. № 10. С. 30-35.
11. Бобьрь М.В. Адаптация системы управления мобильным роботом на основе нечеткой логики // Мехатроника, автоматизация, управление. 2015. Том 16, №7. С. 449-455.
12. Бобьрь 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.

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ РЕАКТИВНОЙ ЭНЕРГИИ НА ОСНОВЕ MOSFET ТРАНЗИСТОРОВ С АВТОНОМНЫМИ ДРАЙВЕРАМИ

Ю.Н. Бугров, В.А. Лизогуб

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия [bugrov953@mail.ru](mailto:bugrov953@mail.ru), [Lizogubva@mail.ru](mailto:Lizogubva@mail.ru)

Рассматриваются функционально – структурные и принципиальные особенности преобразователя реактивной энергии и повышения его эффективности, на основе применения силовых MOSFET транзисторов с автономными драйверами, и частотной модуляцией преобразуемых напряжений для различных потребителей активной и общей мощности.

**Ключевые слова:** Преобразователи энергии, реактивная и общая мощности, частотная модуляция, автономные драйверы управления, MOSFET и оптронные транзисторы, гальваническое разделение в драйверах.

Are considered functionally - structural and basic features of the converter of jet energy and increase of its efficiency, on the basis of application power MOSFET transistors with independent drivers, and frequency modulation преобразуемых pressure for various consumers of active and general capacity.

**Keywords:** energy Converters, jet and general capacities, frequency modulation, independent drivers of management, MOSFET and оптронные transistors, galvanic division in drivers.

Преобразователи реактивной энергии сети (ПРЕС) в мощность потребления нагрузки, например, для различных нагревателей, освещения, электродвигателей в оборудовании промышленного и бытового применения для потребителей до 4 – 5 квт и более, могут отличаться по эффективности и структурно функциональным способам их выполнения.

Наряду с известными способами энерго сбережения в таких преобразователях, можно отметить и некоторые особенности, на основе применения мощных MOSFET транзисторных ключей с гальваническим разделением каналов питания и управления в их драйверах [1,2,3].

Прежде всего, это применение однотипных решений в управлении главными транзисторными силовыми и управляющими компонентами, в их структурно-функциональной реализации (рис.1):

1. Преобразование сетевого напряжения  $U_{1c}$  в реактивную энергию, осуществляется через входной фильтр ВФ1, путем циклического заряда конденсаторных накопителей  $C_2$ ,  $C_5$  в каждый полупериод  $0,5T_0$  сетевой частоты –  $f_0$ , через MOSFET ключи ТК11, ТК12 и, 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  $U_{2н}$  преобразуется в активную  $R_n$  или полную мощность  $S_n$  нагрузки  $R_n$ , ( $Z_n$ );

2. Заряд и разряд емкостей  $C_2$ ,  $C_5$  осуществляется с диодным разделением на одном или в группах конденсаторов  $C_2$ ,  $C_5$  для текущей фазы  $U_{2к}$  полупериода, с положительной амплитудой сетевого напряжения, и аналогично, на конденсаторах следующей за ней фазы  $/U_{2к}$  с отрицательной амплитудой сетевого напряжения;

Повышение эффективности преобразования, осуществляется на основе модуляции сетевых напряжения и тока, например, с использованием частотно модуляции (ЧМ) преобразуемого напряжения, как сетевого, так для выходной нагрузки;

3. Дополнительно, для ограничения входных и реактивных токов при заряде  $C_2$ ,  $C_5$  и формирования выходного напряжения при их разряде на нагрузку  $Z_n$  или  $R_n$ , используются, входной сетевой дроссельный фильтр ВФ1 и выходной для нагрузки  $T$  - образный фильтр ВФ2.

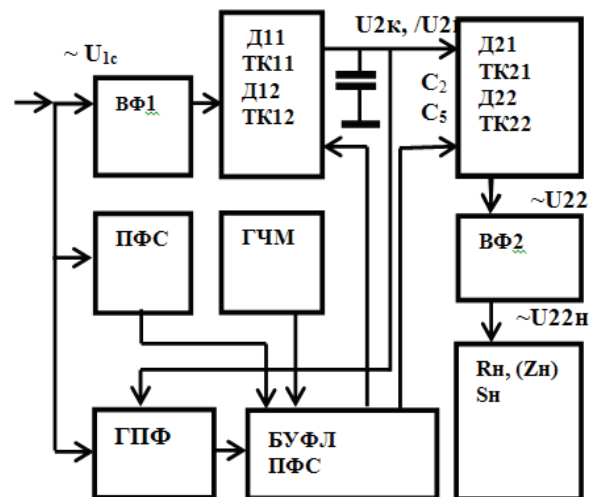


Рис.1. Функционально – структурная схема энергосберегающего преобразователя ЭСП реактивной энергии, как в активную нагрузку  $R_n$ , так и комплексного типа  $Z_n$ .

В предлагаемой здесь, схемотехнической реализации в качестве транзисторных ключей ТК11, ТК12, ..., ТК22, используются мощные MOSFET транзисторы одного  $n$  – канального типа IRFP, с допускаемыми 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 +15V от отдельных источников, подключенных к сети  $U_{1c}$  через понижающие трансформаторы (рис.2).

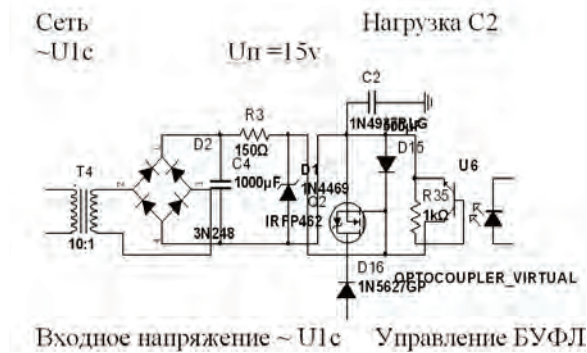


Рис.2. Схема принципиальная электрическая одного из автономных драйверов управления транзисторными ключами. MOSFET типа

Управление ключей ТК11, ТК12, ТК21, ТК22 осуществляется через оптронные транзисторы, которые подключены коллектором к затвору MOSFET транзистора и к источнику автономного питания +15V, а эмиттер к цепям истока.

Это дает возможность, использовать в блоке функциональной логики (БФЛ), для включения силовых ТК11, ..., ТК22 незначительный уровень управляющих токов для оптронных транзисторов при коллекторной их нагрузке  $\leq 50 - 60$  ма и малый уровень напряжений переключения  $U_{эк} = +15V$  для режимов управления мощными MOSFET 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  $U_{с2}$ ,  $U_{с5}$  заряда конденсаторов в преобразователе с использованием следующих устройств:

а) ТК11, ТК12 блоки транзисторных n – канальных MOSFET ключей одного типа для накопления реактивной энергии на конденсаторах C2, C5 и такие же ТК21, ТК22, преобразования этой энергии, в мощность нагрузки  $R_n$  ( $S_n$ );

б) ПФС переключатель фазных сигналов для текущей фазы  $U_{1к}$ , с положительной амплитудой сетевого напряжения, и аналогично, следующей за ней фазы  $/U_{1к}$  с отрицательной амплитудой сетевого напряжения;

в) ГПФ генератор переключения фаз при заряде конденсаторов в каждой из фазных сигналов  $U_{2к}$ ,  $/U_{2к}$ ;

г) ГЧМ генератор частотной модуляции напряжений  $\sim U_{2к}$ ,  $/U_{2к}$  и выходного  $\sim U_{22}$  от ключей ТК11, ТК12, ТК21, ТК22, состоит из источников сигналов с принятой частотой  $f_{o1} = 35$  кГц:

первый – положительной полярности 15v, и второй – отрицательной полярности -15v, каждый из них формирует сигналы на два канала, для заряда и для разряда емкостей C2, C5

$$f_{o1} \geq K_{12ф} \cdot f_o = 5 \cdot 10^2 \cdot 63 \geq 32 \text{ кГц} \quad (1)$$

где  $f_o = 50 - 63$  Гц частота сетевого напряжения,

$K_{12ф} = \sim U_{22н} / \sim U_{чм} = 5 \cdot 10^2$  – коэффициент фильтрации наложенного напряжения модуляции  $\sim U_{чм}$  в фильтре ВФ2. для напряжения нагрузки  $\sim U_{22н}$ ;

д) БУФЛ – блок управления функциональной логикой из групп ТК11, ТК12, ТК21, ТК22, собранных по логике 2И (\*), 3И (\*) на транзисторах, и соединенных последовательно по двум группам ТК11, ТК12 при заряде емкостей C2, C5 и по двум группам ТК21, ТК22 для их разряда, в каждой из фаз  $U_{2к}$ ,  $/U_{2к}$ , на нагрузку  $R_n$  ( $Z_n$ ) [2];

д) ВФ1 входной фильтр ограничения реактивных токов заряда C2, C5 и выходной фильтр ВФ2, например, для рабочей нагрузки с полной мощностью  $S_n$

$$S_n = I_n \cdot U_{22н} \cdot \cos \varphi \quad (2)$$

где  $U_{22н}$  – номинальное значение напряжения нагрузки, например, тепло электро нагревателей (ТЭН); или электродвигателя (ЭД),

$I_n$  – номинальный ток в нагрузке.

Например, на обмотках подключенного к ПРЭС однофазного электродвигателя (ЭД) может формироваться и максимальный уровень амплитуды выходного напряжения  $U_{2max}$ , относительно сетевого на входе регулятора  $U_{1н} = \sim 220$  v, при допуске отклонения напряжения в сети на  $K_{1с} = 1,1$ .

$$U_{2max} \geq K_{1с} \cdot 2U_{1н} \cdot \sqrt{2} \geq 1,12 \cdot 220 \cdot 1,414 = 688v \quad (3)$$

е) ВФ2 Т – образный фильтр напряжения выходной нагрузки,

Для различных типов  $R_n$  – активная  $R_n$  ( $U_{22н}$ ), а при ее замене на  $Z_n$  (ЭД, др.) рекомендуется смена накопительных емкостей C2, C5, а так же и настройка индуктивностей и емкости Т – образного выходного фильтра ВФ2.

Среди известных устройств ПРЭС, можно отметить данную разработку, как по ее структурно – функциональной схеме, а также по унификации элементов, при использовании их для коммутации напряжений разной полярности одного типа MOSFET транзисторных ключей, управляемых с оптронной и гальванической развязкой каждого из каналов через автономные драйверы (рис.2).

При сравнительно несложных вариантах авторская разработка представленных схем ПРЭС и гальванической развязки через автономные драйверы, может быть - как максимальное по эффективности решение, например и в других типах преобразователей реактивной энергии в полезную мощность для потребительских нагрузок [4].

Если принять во внимание минимальные потери активной мощности в ПРЭС, измеряемые на входе ПРЭС при подключении ваттметра, и составляющие около 10 – 15 mW, при передаче на выходную нагрузку до 5 KW полезной мощности, возникают вопросы и о возможном расширении круга интересов к таким разработкам, как в сфере их дальнейших модификаций, так и реальном



применении таких устройств в промышленном и бытовом оборудовании.

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., Лизогуб В.А. Схемотехнический анализ и применение арифметико - логических преобразователей в цифровых устройствах. Сборник трудов V Международной

конференции «ИТ-Стандарт 2014» М.: РАН, МИРЭА. 2014. С. 213 - 222.

3. Бугров Ю.Н., Лизогуб В.А. Повышение эффективности энергосбережения в регуляторах освещения и нагрева на основе амплитудно-фазовой модуляции их выходного напряжения. Научные труды IV-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». -М.: ИМАШ им. А.А. Благонравова РАН. ООО «Издательский дом «Спектр», 2015. С.67-68.-

4. Семенов Б.Ю. Силовая электроника: профессиональные решения. – М.: СОЛОН – ПРЕСС, 2014. – 416 с.: ил. (Серия «Компоненты и технологии»). ISBN 978-5-91359-097-8 (СОЛОН-ПРЕСС).

## ЦИФРОВАЯ ОБРАБОТКА И ФИЛЬТРАЦИЯ СИГНАЛОВ НА ОСНОВЕ СТАТИСТИЧЕСКОГО ПРОГНОЗИРОВАНИЯ В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ

Ю.Н. Бугров, В.А. Лизогуб

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия, [bugrov953@mail.ru](mailto:bugrov953@mail.ru),  
[Lizogubva@mail.ru](mailto:Lizogubva@mail.ru)

Аннотация. Рассматриваются особенности обработки сигналов контроля и управления на основе статистического прогнозирования с применением алгоритмов и программ их отработки в расчётах параметров скользящей регрессии.

Ключевые слова: фильтрация сигналов, случайные распределения и помехи, функции скользящей регрессии, автокорреляция шага и прогнозирование, алгоритмы автокорреляции и параметров скользящей регрессии.

The summary: features of processing of signals of the control and management on the basis of statistical forecasting with application of algorithms and programs of their working off in calculations of parameters of sliding regress are considered.

Keywords: the filtration of signals, casual distributions and hindrances, functions sliding regresses, autocorrelation of a step and forecasting, algorithms of autocorrelation and parameters sliding regresses.

Обработка информационных сигналов и данных в автоматизируемых системах управления высокопроизводительного оборудования с ЧПУ показывает необходимость цифровой фильтрации передаваемой информации –  $X_{jk+1}$ , в том числе при ускорении итерационных вычислений дисбаланса и защиты от случайных наложений и помех [1, 2].

Обработка в станках с ЧПУ, в манипуляторах и робототехнических комплексах, при достаточно сложном формообразовании по  $j \geq 3 \sim 5$  – ти координат  $x_{jk}$ , движениях с переменными: контурной скоростью  $v_{jk}$  и координатными составляющими  $F_{jk+1}$  требует также фильтровать сигналы компенсации ошибок: по скоростям  $F_{jk+1}$ , так же и по ускорениям  $a_{jk+1}(g_{jk+1})$ , и при необходимости по импульсам момента движения  $p_{jk+1}$  по всем  $j$  – координатам [3].

Одним из методов фильтрации сигналов, изменяющихся ступенчато или содержащих случайные помехи, является цифровая фильтрация с квантовано-импульсной характеристикой (КИХ) [4].

Метод усредняющих окон для цифровых КИХ – фильтров, рассматривается одним из наиболее оправданных для определённого уровня частот.

Привязка к параметрам усредняющих окон по их видам и весовым характеристикам спектра частот ограничивает этот метод для применения в цифровой фильтрации, где полоса частот передаваемых сигналов и данных меняется от  $f_{min} \geq 0$  до  $f_{max} \leq 10 \text{ кГц}$ .

Однако, именно такой диапазон частот в передаче сигналов и данных принят, например в измерительных машинах и в управляющих системах с ЧПУ для указанного выше оборудования (рис.1).

Зависимость цифровых фильтров от спектра частот можно полностью устранить, если использовать методы статистического прогнозирования на основе «скользящего» сложения функций линейных или нелинейных регрессий.

Наиболее подходящим в этом случае способом цифровой фильтрации, например, сигналов управ-

ления  $X_{jk+1}$ ,  $V_{jk+1}(F_{jk+1})$ ,  $a_{jk+1}(g_{jk+1})$ ,  $p_{jk+1}$  является метод аппроксимации функций  $Y_j(x_i)$  методами скользящей регрессии [5].

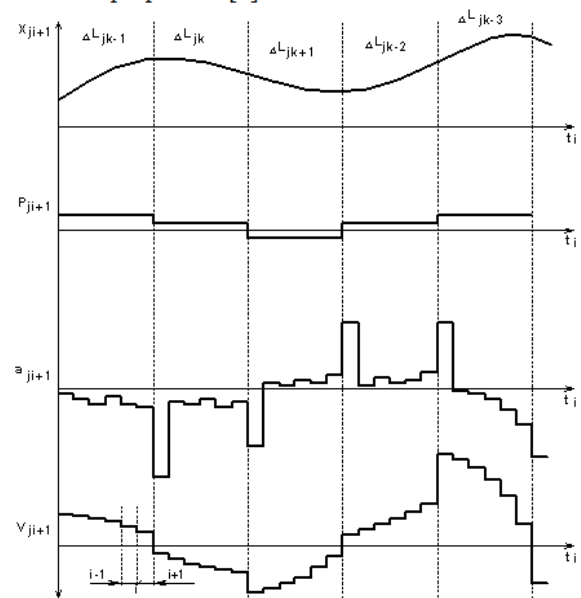


Рис. 1. Сигналы управления движением по следящим координатам  $X_{jk+1}$ , с компенсацией ошибок  $V_{jk+1}(F_{jk+1})$ ,  $a_{jk+1}(g_{jk+1})$ ,  $p_{jk+1}$ .

Суть данного метода сводится к аппроксимации случайной функции –  $Y_j(x_i)$  на некоторых ограниченных по интервалам  $\Delta X_{mi}$  участках  $j$  – значений для параметров  $X_i$ .

В основе аппроксимации функции скользящей регрессии (ФСР) можно применить, например, такие функции, как для линейной (так же и для нелинейных) регрессий:

- смещение  $k$  – линейных (в том числе и нелинейных регрессий) при оценке распределения –  $Y_j(x_i)$  через принятые интервалы  $\Delta X_{mi} = X_{i+1} - X_i$  или квант времени  $\tau_{mi} = t_{i+1} - t_i$ , которые образуют группы, например для линейных регрессий:

$$Y_{jk} = a_j + b_j X_{kj} \quad (1)$$

Таким образом, в основе данного принципа ФСР с постоянным шагом вычисления  $Y_{jk}(x_{kj})$  можно выполнять для среднего значение от  $\{Y_{jk}\}$  или воспользоваться текущим прогнозированием по каждому  $l+1$  шагу линейного прогноза

$$\vec{Y}_{kj}(l_i) = Aj + Bj \cdot l_{kj} \quad (2)$$

Естественно, что  $l \leq m$  равно числу точек линейной аппроксимации для участков регрессий  $Y_k j$  и количеству смещений с шагом  $\Delta X m i$  или  $\tau m i$  на заданном участке из  $M$  шагов  $\Delta X m i$  ( $\tau m i$ ).

Прогнозируемая величина  $\hat{Y}$  рассчитывается в точке  $l+1$ , как среднее от значений  $m$  линейных прогнозов

$$\vec{Y}_{kj}(l+1) = Aj + Bj \cdot (l+1) \quad (3)$$

Расчётно – аналитическая процедура ФСР с использованием параметров, например  $r, a, b$  линейной регрессии на  $j - m$  участке, ведётся с формированием  $m+1$  уравнений (4), смещенных на шаг  $\Delta X km$

$$\begin{aligned} Y_{k0} &= a_0 + b_0 X_{k0} \\ Y_{k1} &= a_1 + b_1 X_{k1} \\ &\dots \\ Y_{km} &= a_m + b_m X_{km} \end{aligned} \quad (4)$$

Значения ФСР  $Y_{kj}$  по заданным параметрам  $X_k$  в каждой точке, вычисляются для каждого уравнения (4), и служат основой для определения средних величин -  $\hat{Y}_{kj}$ , прогнозируемых в точках  $l+1$ .

Изменение интервала  $\Delta X_k$  ведётся по мере достижения границы отсчётов до  $M$  включительно, завершается процесс аппроксимации функции  $Y(X)$  в функцию  $\hat{Y}_{kj}(X)$ .

Метод ФСР может быть выполнен по алгоритму и соответствующей ему программе с небольшими изменениями, например и для нелинейной регрессии.

Выполнение расчётов ФСР, например, по алгоритму (рис.2) обеспечивается, как дополнение в операционной системе (ПОС) современных систем числового программного управления (УЧПУ) в форме отдельных подпрограммы, таких как фильтрация на основе подпрограммы расчёта функции скользящей регрессии (ПФСР).

Такой подход в модификациях ПОС допускается фирмами – поставщиками (Olivetti-AB), например в УЧПУ класса CNC типа S8600, S9, S10. Во многих современных УЧПУ типа CNC предусмотрено мультипрограммирование в отдельных процессах, например до 5-ти МПР1 – МПР5 (S8600), и более - до 24 МПР1 - 24 (S9, S10).

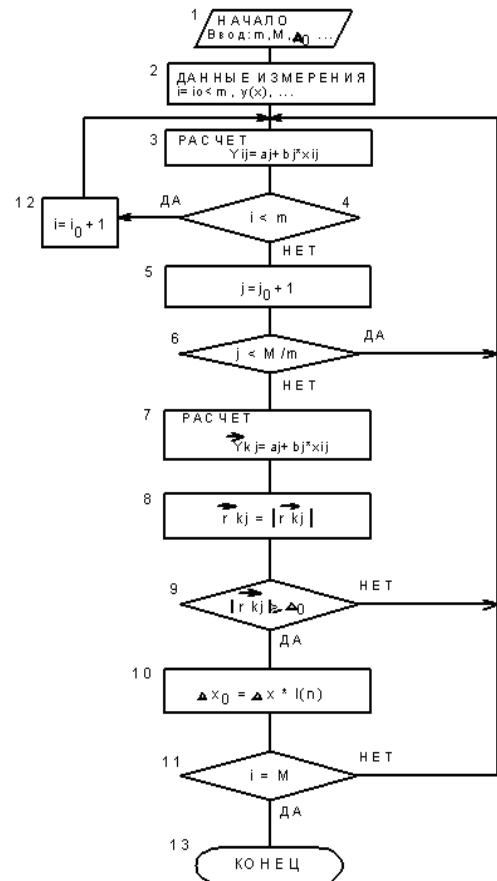
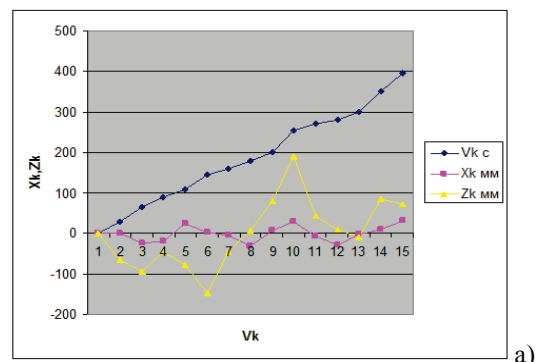


Рис. 2. Алгоритм расчета ФСР.

В таких мульти – процессах (МПР) можно, например, подпрограммы ПФСР записать и в технологических программах с вызовом их отработки по отдельной команде [5].

Так показана отработка ПФСР в УЧПУ S8600 с управлением следящих приводов по двум координатам X, Z, намоточного станка НК-1,6 с расчётами управляющих сигналов  $X_{jk+1}, Z_{jk+1}$ , а также с компенсацией ошибок по скоростям, ускорениям и импульсам моментов движения  $V_{jk+1}, (F_{jk+1}), a_{jk+1}(g_{jk+1}), P_{jk+1}$  (рис.3).



а)

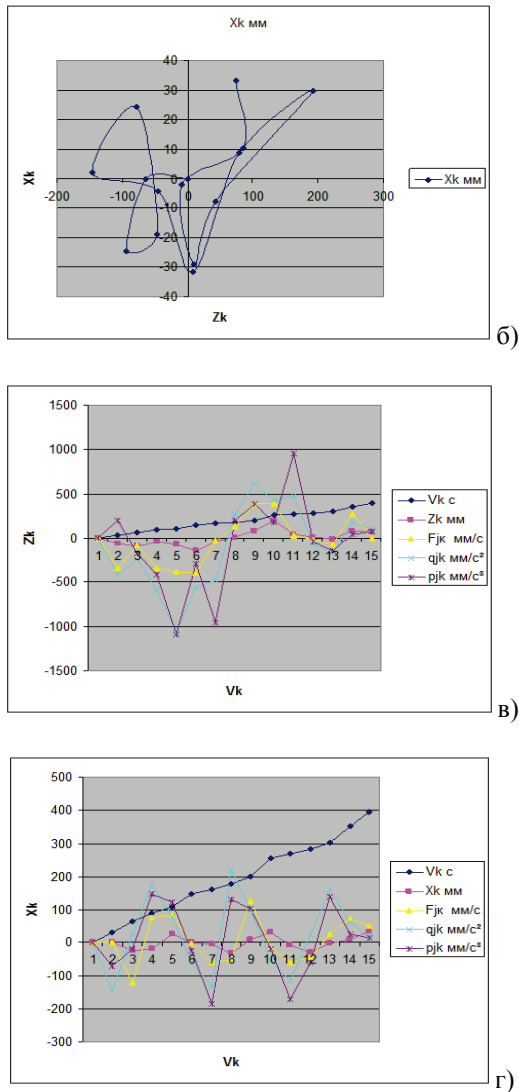


Рис.3. Отработка одного витка программы намотки с цифровой фильтрацией сигналов управления: а) б) по координатам  $X_{jk+1}$ ,  $Z_{jk+1}$ ; в), г) с компенсацией ошибок по скоростям, ускорениям, импульсам моментов движения  $V_{jk+1}$ ,  $F_{jk+1}$ ,  $a_{jk+1}(g_{jk+1})$ ,  $p_{jk+1}$ .

Цифровая обработка сигналов на основе статистического прогнозирования наиболее эффективна с применением алгоритмов и программ в расчётах параметров скользящей регрессии, как со встроенными в ПОС подпрограммами, так и более гибкими в их использовании в обычном технологическом программировании.

Предложенные здесь методы для цифровой обработки и сглаживания сигналов, могут быть применены, как при измерениях дисбаланса, например, в сложных многокоординатных балансировочных станках, так и для управления следящими координатами намоточных станков, манипуляторов в робототехнических комплексах.

Например, для высокопроизводительной сварки и покраски, автомобильных, авиационных деталей и узлов с использованием упомянутого выше специализированного и высокопроизводительного оборудования.

1. Бугров Ю.Н., Кузнецов А.А. Цифровая фильтрация периодических сигналов в системах измерения и обработки данных. Информатика и технология. Межвузовский сборник научных трудов. М.:МГУПИ, 2010. – С.47-50.
2. Бугров Ю.Н., Кузнецов А.А. Ускорение итерационного вычисления корней нелинейных уравнений на основе линейного прогнозирования. Информатика и технология. Межвузовский сборник научных трудов. М.:МГУПИ. 2011. – С.40-45.
3. Бугров Ю.Н., Лизогуб В.А. Пути повышения точности и производительности оборудования с ЧПУ. «Теоретические и практические аспекты технических наук». Сборник статей Международной научно-практической конференции. Уфа.: Научный центр «АЭТЕРНА», 10 ноября 2014. – С. 16-19.
4. Гутников В.С. Фильтрация измерительных сигналов, Л., Энергоиздат, Ленинградское отделение, 1990г., с.127 – 146.
5. Бугров Ю.Н. Повышение точности высокопроизводительных станков на основе инвариантного управления приводами следящих координат. Инженерный журнал, Справочник HANDBOOK. An Engineering Journal с приложением. М.: Спектр. Издательский дом. 2012. – С.21-25.

## ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРОВАНИЯ ВОЛЬФРАМОМ И МОЛИБДЕНОМ УГЛЕРОДНЫХ ПОКРЫТИЙ-ОРИЕНТАНТОВ НА ИХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И НА АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА МОДЕЛЬНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД

И.А.Буяновский<sup>1,2</sup> [buyan37@mail.ru](mailto:buyan37@mail.ru), А.Н.Большаков<sup>1</sup>, В.Н.Матвеев<sup>3</sup>, В.А.Левченко<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>2</sup>МГТУ им. Н.Э.Баумана, Москва, Россия

<sup>3</sup>Химический факультет МГУ им. М.В.Ломоносова, Москва, Россия;

Исследовано влияние легирования углеродных покрытий-ориентантов вольфрамом и молибденом на физико-механические свойства этих покрытий. Показано, что легирование этих покрытий элементами VIB подгруппы Периодической системы, молибденом и вольфрамом, повышают антифрикционные свойства серосодержащих смазочных сред.

**Ключевые слова:** углеродные покрытия-ориентанты, легирование вольфрамом и молибденом, нанотвёрдость, структура покрытий, инактивная, поверхностно-активная и химически активная смазочные среды, антифрикционные свойства.

### Введение

Многочисленные исследования как отечественных, так и зарубежных авторов показали, что легирование различными элементами алмазоподобных покрытий деталей смазанных узлов трения оказывает значительное влияние на антифрикционные свойства трибосопрежений [1]. В частности, Подгорник и др. [2,3] установили, что легирование углеродных алмазоподобных покрытий вольфрамом (W-DLC) позволяет существенно снизить потери на трение по стали в серосодержащей среде, что было объяснено образованием в трибологическом контакте дисульфида вольфрама, являющегося эффективной смазкой. Однако известно также, что таким же элементом VIB подгруппы Периодической системы, как и вольфрам, является молибден. Дисульфид молибдена является не менее эффективным смазочным материалом, чем дисульфид вольфрама, так что можно ожидать, что легирование углеродного покрытия молибденом также приведёт к повышению антифрикционных свойств углеродного покрытия при функционировании в серосодержащей среде. С другой стороны, представляет интерес выявить, возможно ли обеспечить повышение антифрикционных свойств, предложенных нами ранее углеродных покрытий-ориентантов легированием их указанными элементами – вольфрамом и молибденом [4, 5]. Цель настоящей работы – установить, обеспечивает ли легирование углеродного покрытия-ориентанта вольфрамом и молибденом повышение его антифрикционных свойств при трении по стали в серосодержащей среде. Одновременно ставится задача выявить влияние легирования этого покрытия на его физико-механические свойства.

### Материалы и методы исследования

В качестве основы исследуемых углеродных покрытий использовали предложенное нами ранее монокристаллическое покрытие. Технология её нанесения достаточно подробно описана в работе [4]. Для получения наноструктурированных углеродных

покрытий с монокристаллической структурой, легированных молибденом, использовался усовершенствованный нами ионно-плазменный метод осаждения. Скорость плазмы в потоке равнялась  $7 \cdot 10^4$  м/с. Продолжительность импульса составляла 100 мкс. Плотность энергии варьировалась от 13 до 30 Дж/см<sup>2</sup> во время импульса. Данная технология обеспечивает эффективную адгезию между материалом подложки и наносимым покрытием. Аналогичная методика использовалась также для нанесения углеродного покрытия, легированного вольфрамом [5]. Исследования с помощью рентгеновского фотоэлектронного спектрометра PHI VersaProbe II 5500 показали, что полученные по этой методике покрытия имеют толщины в пределах 0,6...1, 2 мкм.

Покрытия наносились на детали (ролики) из стали 100Cr6. Механические свойства поверхностей исследуемых образцов оценивались с помощью измерительного комплекса CSM Micro Indentation Tester MHTX S/N 01-2476 [6] 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 8 -10 измерений. Трибологические исследования смазочной способности трёх приведённых выше модельных сред проводили на машине КТ-2 [7] по схеме трения шарик-три ролика, позволяющей проводить испытания при контакте вращающегося с частотой 1 мин<sup>-1</sup> шара диаметром 12,7 мм с тремя цилиндрическими роликами диаметром 8 мм, равнорасположенными относительно оси вращающегося шара в специальной оправке (рис.1). Материал шариков сталь ШХ-15; материал роликов – сталь 100Cr6); все образцы - стандартные подшипниковые тела качения. Исследуемое покрытие наносят на цилиндрические поверхности роликов.

Продолжительность испытания каждой смазочной композиции – 60 мин., осевая нагрузка на узел трения – 108 Н. Малая скорость относительно-

го перемещения образцов обеспечивала реализацию режима граничной смазки, при котором наиболее заметно проявляются поверхностные эффекты.

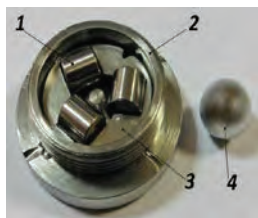


Рис.1. Оправка в сборе (крышка удалена): 1 - ролик; 2 – корпус оправки; 3 – сепаратор, 4 – шарик

В качестве основы модельной смазочной среды для данного исследования выбрано известное инактивное полиальфаолефиновое масло ПАО-4; в качестве поверхностно-активной среды – то же масло, но с присадкой 1% олеиновой кислоты. Моделью химически активной серосодержащей среды служило масло ПАО-4 + 2% известной присадки ДФ-11, представляющей собой 50% раствор дитиофосфата цинка в маловязком масле.

### Результаты и их обсуждение

**Оценка физико-механических свойств покрытий.** Первым этапом исследования была оценка механических свойств исследуемых образцов. Используемая методика позволила определить для каждого исследуемого материала твёрдость вдавливания  $H_{it}$ ; модуль вдавливания  $E_{it}$ ; сопротивление материала пластической деформации  $H_{it}^3/E_{it}^2$ ; сопротивление материала упругой деформации разрушения  $H_{it}/E_{it}$ ; максимальную глубину вдавливания  $h_m$ ; остаточную глубину вдавливания после снятия нагрузки  $h_p$ ; упругое восстановление  $Re = (h_m - h_p)/h_m$ ; твёрдость по Виккерсу  $HV$ . Эти характеристики приведены в табл. 1.

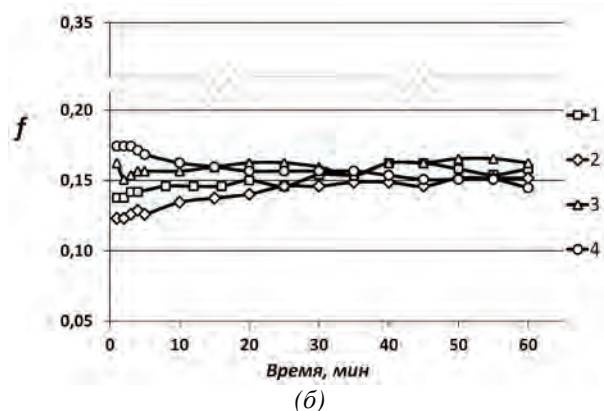
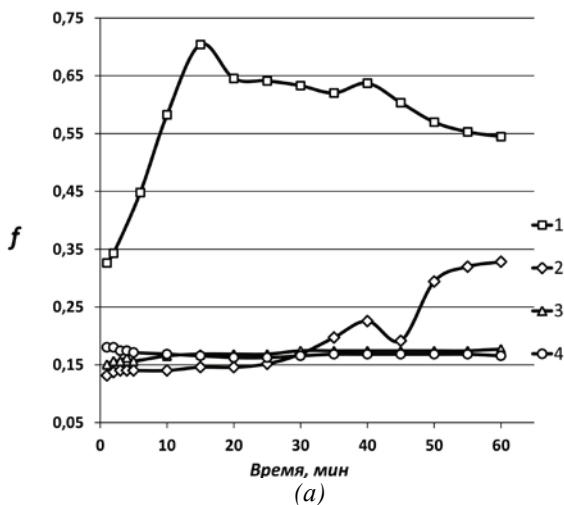
Таблица 1. Механические характеристики образцов: сталь без покрытия (1), сталь с нелегированным углеродным покрытием (2), сталь с покрытием, легированным вольфрамом (3), сталь с покрытием, легированным молибденом (4)

Характеристика, размерность	Значения характеристик для образцов			
	1	2	3	4
$H_{it}$ , ГПа	9,210	11,450	13,030	12,180
$E_{it}$ , ГПа	167,433	156,136	172,340	172,338
$H_{it}^3/E_{it}^2$ , ГПа	0,0278	0,0615	0,0451	0,0608
$H_{it}/E_{it}$	0,055	0,073	0,064	0,071
$h_m$ , нм	208	210	193	191
$h_p$ , нм	162	146	147	132
$Re$	0,221	0,309	0,310	0,308
$HV$	853	1060	1182	1128

Как видно из табл. 1, нанесение на сталь 100Cr6 обоих вариантов легированных покрытий повышает её твёрдость, сопротивление как упругой, так и пластической деформации, а также увеличивает способность поверхностных слоёв к упругому восстановлению. Наибольшая твёрдость придало покрытию легирование его вольфрамом.

**Оценка антифрикционных свойств покрытий.** Результаты экспериментальных исследований антифрикционных свойств сравниваемых покрытий приведены на рис. 2 (а, б, в) в виде зависимостей коэффициентов трения стальных шаров по роликам с исследуемыми покрытиями и без покрытий в трёх сравниваемых смазочных средах (инактивной, поверхностно-активной и химически активной) от продолжительности испытаний.

Из рис. 2а видно, что все три сравниваемые покрытия заметно снижают коэффициент трения стали по покрытиям заметно снижают коэффициент трения стального шара по нижним образцам. Если коэффициент трения стали по стали в среде масла ПАО-4 без присадок в течение 10 минут повышается от 0,33 до 0,70, а затем снижается до 0,55, то трение стали по всем трём сравниваемым покрытиям в том же масле в течение первых 30 минут (а для обоих легированных покрытий – до конца испытаний) составляет порядка 0,15, то есть в разы меньше. Некоторый подъём коэффициента трения в конце испытаний для трения стали по нелегированному покрытию, по-видимому, связан с его повреждением (рис. 2а, кривая 2).



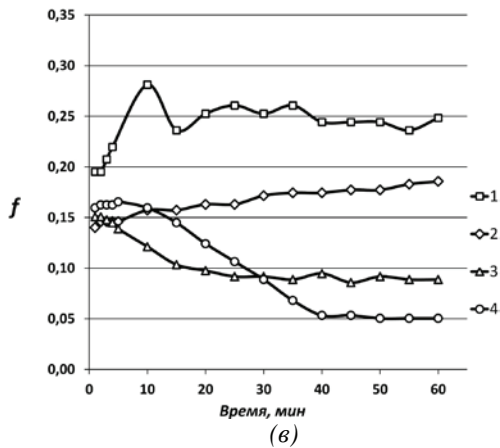


Рис. 2. – Зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний на машине КТ-2 со смазкой маслом ПАО-4 (а), ПАО-4+1,5% олеиновой кислоты (б) и масло ПАО-4+2% присадки ДФ-11(в): 1- трение стали по стали; 2 – трение стали по углеродному покрытию-ориентанту; 3 – трение стали по покрытию-ориентанту,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

Данные, приведённые на рис. 2б, свидетельствуют, что в поверхностно-активной среде (1% раствор олеиновой кислоты в масле ПАО-4) 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 неактивной среде (кривые 2-4 на рис. 2а и 2б). Таким образом, эффекты от применения покрытий-ориентантов и от введения в неактивную среду поверхностно-активного вещества (ПАВ) не суммируются, то есть снизить трение можно лишь одним путём – либо путём введения в смазочную среду ПАВ, либо нанеся на поверхность трения углеродное покрытие-ориентант. Характерно, что снижение коэффициента трения от применения ПАВ при трении стали по монокристаллическому углероду на рис. 2б наблюдается лишь на конечном участке зависимости коэффициента трения от продолжительности испытаний, на котором поверхности трения были повреждены (см. рис.2а, кривая 2).

На рис. 2в приведены результаты исследования трения стального шара по стальным роликам и по стальным роликам с углеродным покрытием-ориентантом как легированным (кривая 2), так и легированным вольфрамом (кривая 3) и молибденом (кривая 4) в серосодержащей среде. По-видимому, в начале испытаний снижение коэффициента трения по сравнению с маслом без присадок имеет место вследствие относительно невысокого ориентирующего действия покрытия-ориентанта на эту среду и одновременно – недостаточно высокого уровня поверхностно-активного действия ДФ-11 по сравнению с действием этого покрытия совместно с присадкой ДФ-11 (см. рис. 2б, кривая 1). Вольфрам и молибден в составе исследуемых покрытий в начале эксперимента ведут себя как образцы в среде ПАВ и обес-

печивают снижение коэффициента трения стали образцов 3 и 4 до коэффициента трения 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 [7].

## Выводы

1. Нанесение на поверхность закалённых стальных образцов углеродного покрытия-ориентанта повышает микротвёрдость поверхностного слоя на 22%.
2. Легирование углеродного покрытия-ориентанта вольфрамом и молибденом повышает их микротвёрдость ещё на 20 и 18% соответственно. При этом также оптимизируются другие физико-механические характеристики покрытий.
3. Углеродные покрытия-ориентанты (как легированные, так и нелегированные) заметно снижают коэффициенты трения стали по этим покрытиям в неактивных смазочных средах.
4. Введение в исследуемое масло поверхностно-активной присадки снижает коэффициент трения стали по стали и стали по покрытиям приблизительно до такого же уровня, как при нанесении на поверхность трения углеродных покрытий-ориентантов. Эффекты от совместного применения покрытий-ориентантов и поверхностно-активных присадок не суммируются.
5. Установлено, что в серосодержащей среде коэффициенты трения стали по углеродным покрытиям, легированным соответственно вольфрамом и молибденом, заметно снижаются, по-видимому вследствие образования в трибологическом контакте дисульфидов вольфрама и молибдена, в то время как при трении стали по нелегированному углеродному покрытию коэффициенты трения близки к коэффициентам трения в поверхностно-активной среде.

1. Буяновский И.А., Игнатъева З.В., Большаков А.Н. и др. Углеродные алмазоподобные покрытия деталей смазанных узлов трения//Трение и смазка в машинах и механизмах, 2011, № 11, с. 14-26
2. Podgornik B., Hren D., Vizintin J. et al. Combination of DLC coatings and EP additives for improved tribological behavior of boundary lubricated surfaces //Wear, 261 (2006) pp. 32-40
3. Podgornik B., Hainsworth S.V., Low-friction behavior of boundary lubricated diamond-like coating contained tungsten//Thin solid films, 2005, V. 476, hh 92-100
4. 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
5. 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
6. Мансуров А.А., Гороховский А.В., Бурмистров И.Н., Третьяченко Е.В. Структура и свойства биосовместимых поверхностных слоёв, полученных при химической обработке титановых имплантантов//Фундаментальные исследования. – 2014, № 11-2, с. 311-315
7. Матвеевский Р.М., Лашхи В.Л., Буяновский И.А. и др. Смазочные материалы. Антифрикционные и противозносные свойства. Методы испытаний. – М.: Машиностроение, 1989 – 224 с.

## СОЗДАНИЕ СИСТЕМЫ ЦЕЛЕУКАЗАНИЯ ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННЫМ ПРОТЕЗОМ РУКИ

Е.И. Воробьев, А.В. Михеев, А.Н. Константинов

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

В статье предлагается метод для решения задачи определения положения, захватываемого протезом руки в автоматическом режиме объекта с использованием системы целеуказания, содержащей гироскоп и лазерный дальномер, расположенные в головном уборе человека.

The article proposes a method to solve the problem of determining the position annular the hand prosthetic in automatic mode of the object using the cursor system containing the gyroscope and the laser rangefinder located in the human head.

При выполнении действий захвата объекта протезом руки в автоматическом режиме необходимо указать системе управления протеза положение захватываемого объекта среди прочих расположенных, например, на столе [1,2]. Для решения этой задачи предлагается использовать систему целеуказания, содержащую гироскоп и лазерный дальномер, расположенные в головном уборе человека.

Полным протезом руки будем называть протез руки при вычленении руки в плечевом суставе [3], кинематическая схема представлена на рис.2.

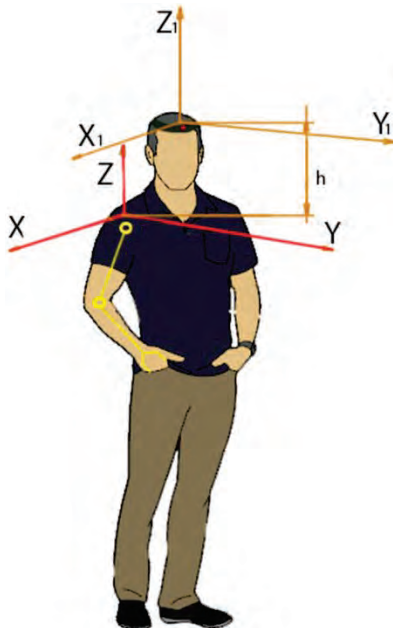


Рисунок 1. Системы координат целеуказания.

На рисунке 1 показаны системы координат целеуказания ( $X_1Y_1Z_1$ ) и системы автоматизированного протеза ( $XYZ$ ). Автоматизированный протез работает в цилиндрической системе координат и для расчёта точки захвата объекта получает из системы целеуказания информацию о двух углах наклона головы и расстоянии до цели. Далее происходит преобразование полученных значений в систему координат протеза и дальнейший расчёт

траектории движения автоматизированного протеза. В этом случае нет возможности использовать потенциалы оставшихся мышц руки. Предлагается полуавтоматический метод управления протезом от ограниченного числа команд.

Для построения алгоритма фиксирующего захват объекта используем следующие системы координат: Система координат  $XYZ$ , с центром осей расположенным на плече и связанным с телом человека. И система координат  $X_1Y_1Z_1$ , с центром осей, расположенным по центру головы человека, оси которой компланарны системе  $XYZ$ . Положение объекта определяется по углу отклонения луча, направленного на объект, и расстоянию до объекта в системе координат  $X_1Y_1Z_1 - r$  (1).

$$\begin{aligned} x_1 &= r \cos \beta \cos \alpha \\ y_1 &= r \cos \beta \sin \alpha \\ z_1 &= r \sin \beta \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь величины  $\alpha, \beta, r$  определяемые дальномером и гироскопической системой.

В системе координат протеза ( $XYZ$ ), координаты объекта будут выглядеть следующим образом:

$$\begin{aligned} x &= x_1 + a \\ y &= y_1 + b \\ z &= z_1 + h \end{aligned} \quad (2)$$

где  $a, b, h$  - соответственно смещение центра осей системы  $XYZ$  относительно центра осей системы  $X_1Y_1Z_1$ .

Будем считать, что, при захвате объекта, координаты кисти протеза совпадают с координатами объекта в основной системе, т.е. считаем, что координаты принадлежат одной системе координат. Тогда, в системе координат  $XYZ$  координаты центра будут равны:

$$\begin{aligned} -a + x &= \cos \varphi_1 (l_2 \cos \varphi_2 + l_3 \cos \varphi_3) \\ -b + y &= \sin \varphi_1 (l_2 \cos \varphi_2 + l_3 \cos \varphi_3) \\ -h + z &= (l_2 \cos \varphi_2 + l_3 \cos \varphi_3) \end{aligned} \quad (3)$$

Для построения кинематического алгоритма перемещения кисти протеза в заданную точку необходимо определить углы



$\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$  из уравнений (3). Проведя простейшие математические операции, и обозначив разность углов  $\varphi_3 - \varphi_2 = \varphi$  получим значение:

$$\varphi = \arccos \left[ \frac{\frac{x^2}{\cos^2 \varphi_1} + z^2 - l_2^2 - l_3^2}{2l_2l_3} \right] \quad (4)$$

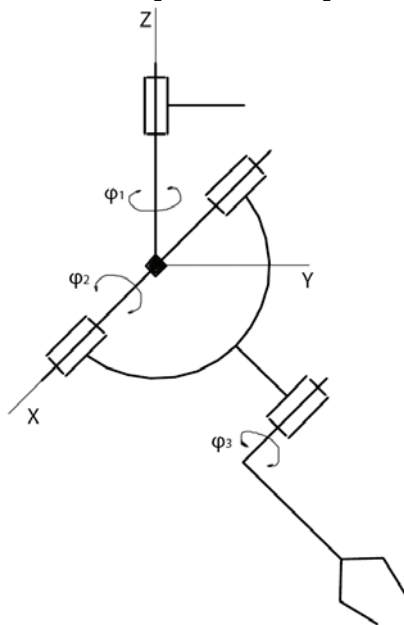


Рис. 2. Кинематическая схема переносных движений.

Согласно рис. 2 можно определить угол  $\varphi_3$ :  
 $\varphi_2 + \varphi = \varphi_3$ .

$$z = l_2 \sin \varphi_2 + l_3 \sin(\varphi_2 + \varphi) \quad (5)$$

$$z = \sin \varphi_2 (l_2 + l_3 \cos \varphi) + \cos \varphi_2 l_3 \sin \varphi \quad (6)$$

Упрощаем выражение, применив коэффициенты сокращения  $p = l_2 + l_3 \cos \varphi$ ;  $q = l_3 \sin \varphi$ :

$$z = p \sin \varphi_2 + q \cos \varphi_2 \quad (7)$$

Выполнив тригонометрические преобразования из уравнения 7 найдем угол  $\varphi_2$ :

$$\varphi_2 = \arctan \left[ \frac{z-q}{2p+q+z} \right] \quad (8)$$

Теперь можно вычислить значения углов для любого положения протеза, и тем самым построить все положения протеза – что является необходимым для создания автоматизированной системы управления.

Функциональная схема системы управления представлена на рисунке 3.



Рис. 3. Функциональная схема системы управления протезом

Предлагаемая система целеуказания для автоматизированного протеза состоит из налобной повязки с контроллером, лазерным дальномером и системой гироскопов. Такое расположение позволяет контролировать поворот и наклон головы, линию взгляда человека и фиксировать в определённые моменты времени предметы в поле зрения для захвата протезом.

Контроллер принимает управляющее воздействие от блока управления, регистрирует текущие углы наклона и поворота головы, благодаря данным от лазерного дальномера получает расстояние до точки захвата.

При использовании рассмотренной, в статье системы целеуказания, возможно создание роботизированного протеза верхней конечности.

1. Воробьев Е.И., Скворчевский А.К., Сергеев А.М. Проблемы создания алгоритмов управления антропоморфными биопротезами рук и ног. Медицина и высокие технологии, №1, 2012
2. Воробьев Е.И., Чижиков В.И., Моргуненко К.О. Протез кисти руки с пневмоприводом и адаптацией к форме объекта. М.: Вестник МГУПИ №50, 201
3. Лившиц М.М., Якобсон Я.С. Эргономический подход к созданию систем управления многофункциональными биоэлектрическими протезами. Сборник трудов ЦНИ-ИПП. Протезирование и протезостроение, 1978, вып.452.
4. Сайбель А.Г. Основы теории точности радиотехнических методов местоопределения / Сайбель А.Г. -М.: Государственное издательство оборонной промышленности, 1958. -56 с.

## АЛГОРИТМ УПРАВЛЕНИЯ ПАЛЬЦАМИ ПРОТЕЗА РУКИ КАК ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ДИНАМИКИ

Е.И. Воробьев<sup>1</sup>, К.О. Моргуненко<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>2</sup>Московский технологический университет «МИРЭА» (МГУПИ), Москва, Россия [constantine-km@mail.ru](mailto:constantine-km@mail.ru)

Предложен алгоритм управления пальцами протеза руки при захвате жесткого объекта на основе нелинейной динамической модели пальцев протеза для решения задачи использовался метод обратных задач динамики [1, 2, 3].

**Ключевые слова:** алгоритм управления; палец протеза руки; обратная задача динамики

### Динамическая модель системы

Будем считать, что палец протеза имеет две степени свободы и представляет из себя два стержня соединяющих между собой и с кистью вращательными парами  $A$  и  $B$  (рис.1),

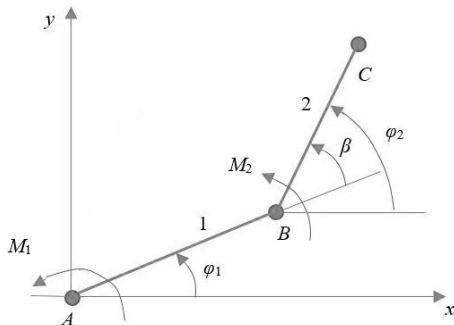


Рис. 1. Схема пальца

углы  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  – соответственно углы, образуемые осями стержней 1 и 2 с осью  $Ax$ .

Будем считать, что масса звеньев  $m_1$  и  $m_2$  расположены в шарнирах  $B$  и  $C$ .

Скорости точек  $B$  и  $C$  соответственно равны.

$$V_B = \dot{\varphi}_1 l_1,$$

$$\overline{V_C} = \overline{V_B} + \overline{V_{CB}},$$

$$V_C^2 = V_B^2 + V_{CB}^2 + 2V_B V_{CB} \cos(\varphi_2 - \varphi_1) =$$

$$= \dot{\varphi}_1^2 l_1^2 + \dot{\varphi}_2^2 l_2^2 + 2\dot{\varphi}_1 \dot{\varphi}_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1).$$

Кинетическая энергия системы равна

$$T = T_1 + T_2 = \dot{\varphi}_1^2 (m_1 + m_2) l_1^2 +$$

$$+ \dot{\varphi}_2^2 m_2 l_2^2 + \dot{\varphi}_1 \dot{\varphi}_2 l_1 l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1),$$

здесь  $l_1, l_2$  – длина звеньев 1 и 2;

$\dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2$  – производные по времени от углов  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$ .

Используя уравнение Лагранжа получим следующие уравнения движения системы

$$\ddot{\varphi}_1 (m_1 + m_2) l_1^2 + \ddot{\varphi}_2 m_2 l_1 l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1) -$$

$$- \dot{\varphi}_2^2 m_2 l_1 l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_1) +$$

$$+ 2m_2 l_1 l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_1) \dot{\varphi}_1 \dot{\varphi}_2 = M_1,$$

$$\ddot{\varphi}_2 m_2 l_2^2 + \dot{\varphi}_1 m_2 l_1 l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1) +$$

$$+ \dot{\varphi}_1^2 m_2 l_1 l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_1) = M_2,$$

здесь  $M_1$  и  $M_2$  – моменты приводов в шарнирах  $A$  и  $B$ .

$$\varphi_2 = \varphi_1 + \beta$$

### Построение движения пальцев

Задачей построения движения пальцев протеза руки при захватите объекта будем считать перемещение пальцев протеза из некоторого начального положения с координатами  $\varphi_{10}^i, \varphi_{20}^i$  ( $i=1, 2, 3, 4, 5$ ) в конечное положение с координатами –  $\varphi_{11}^i, \varphi_{21}^i$ .

Управляющими функциями в данном случае будем считать моменты приводов  $M_1$  и  $M_2$  или при использовании электроприводов, управляющие напряжением приводов.

Алгоритм управления движением пальцев синтезируем исходя из условия изменения углов поворота звеньев согласно решению дифференциального уравнения вида эталонной модели

$$\ddot{\varphi}_j^*(t) + \alpha_{j1} \dot{\varphi}_j^* + \alpha_{j0} \varphi_j^* = \alpha_{j1} \varphi_{j1}^*,$$

здесь  $\varphi_j^*$  – углы координат звеньев эталонной модели;

$j=1, 2$  индекс

$$\alpha_{j0} = \text{const} > 0,$$

$$\alpha_{j1} = \text{const} > 0,$$

при этом характеристические уравнения для (3) будет иметь корни, расположенные в левой полуплоскости, а решение уравнения будет обладать свойством  $\varphi_j^*(t) \rightarrow \varphi_{j1}^*$ .

Движение пальцев будет происходить по предписанному закону, если для каждого момента времени будет выполняться равенство

$$\ddot{\varphi}_j(t) = \ddot{\varphi}_j^*(t),$$

то есть ускорение обобщенных координат механизма будет равно ускорению по этим же координатам эталонной модели.

$$\ddot{\varphi}_j^* = a_{j0}(\varphi_{j1}^* - \varphi_j^*) - a_{j1}\dot{\varphi}_{j1}^*, \quad (4)$$

Представим уравнение движения пальцев в виде

$$\begin{aligned} a_{11}\ddot{\varphi}_1 + a_{12}\ddot{\varphi}_2 + a_{13}\dot{\varphi}_2^2 &= M_1, \\ a_{21}\ddot{\varphi}_1 + a_{22}\ddot{\varphi}_2 + a_{23}\dot{\varphi}_2^2 &= M_2, \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} a_{11} &= (m_1 + m_2)l_1^2, \\ a_{12} &= m_1l_1l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1), \\ a_{13} &= m_1l_1l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_1), \\ a_{21} &= m_2l_1l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1), \\ a_{22} &= m_2l_2^2, \\ a_{23} &= m_2l_1l_2 \sin(\varphi_2 - \varphi_1). \end{aligned}$$

Подставляем (4) в выражение (5) динамической модели получим для каждого пальца два уравнения для управляющих моментов

$$\begin{aligned} M_1 &= a_{11}[a_{10}(\varphi_{10}^* - \varphi_1^*) - a_{11}\dot{\varphi}_{10}^*] - \\ &\quad - a_{12}[a_{20}(\varphi_{20}^* - \varphi_2^*) - a_{21}\dot{\varphi}_{20}^*] + a_{13}\dot{\varphi}_{20}^2, \\ M_2 &= a_{21}[a_{10}(\varphi_{10}^* - \varphi_1^*) - a_{11}\dot{\varphi}_{10}^*] + \\ &\quad + a_{22}[a_{20}(\varphi_{20}^* - \varphi_2^*) - a_{21}\dot{\varphi}_{20}^*] + a_{23}\dot{\varphi}_{20}^2, \end{aligned}$$

где  $a_{ij}(i, j = 1, 2)$  – коэффициент уравнений дина-

мики пальцев.

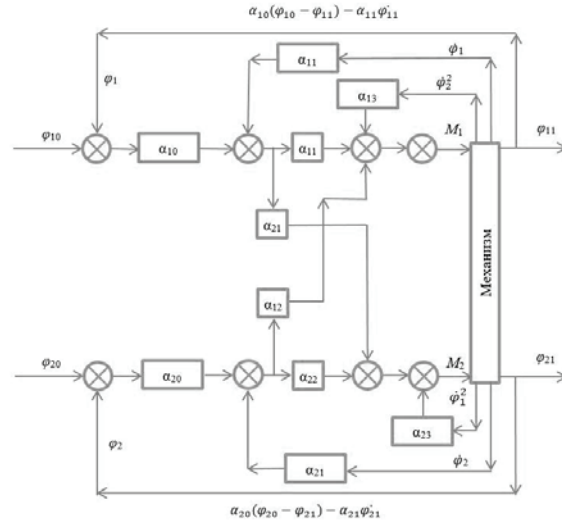


Рис. 2. Структурная схема алгоритма управления

Если принять за управление функции момента  $M_1(\varphi_1, \varphi_2, \dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2)$  и  $M_2(\varphi_1, \varphi_2, \dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2)$  то эти функции могут быть реализованы с использованием открытых связей от механизма. Структурная схема алгоритма управления показана на рис.2.

Работа выполнена при поддержке РФФИ проект № 16-08-00305

1. Крутько П.Д. Обратные задачи динамики управляемых систем. Нелинейные модели. – М. Наука, 1988
2. Галиуллин А. С. Обратные задачи динамики. – М. Наука, 1981
3. Воробьев Е. И., Попов С. А., Шевелева Г. И. Механика промышленных роботов. Кинематика и динамика. Книга 1 – М.: Высшая школа, 1988. – 304 с.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИАГРАММЫ ВНЕДРЕНИЯ ДЛЯ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ И УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ

Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [voroninn@inbox.ru](mailto:voroninn@inbox.ru)

Представлено теоретическое описание диаграммы внедрения при инструментальном внедрении материалов с поверхностным покрытием или упрочненным поверхностным слоем.

**Ключевые слова.** Тонкие покрытия, топокомпозиаты, инструментальное индентирование, твердость, модуль упругости.

A theoretical description of the indentation diagram is presented for the instrumental indentation of materials with a surface coating or a hardened surface layer.

**Keywords.** Thin coatings, topocomposites, instrumental indentation, hardness, modulus of elasticity.

### Введение

Применение в узлах трения материалов с поверхностной слоистой структурой (топокомпозиатов) позволяет значительно расширить возможности трибологов по созданию материалов с требуемым набором триботехнических характеристик [1]. Основными комплексными (усредненными по области контактного деформирования) механическими характеристиками материалов пар трения из топокомпозиатов, также как и для компактных материалов, являются модуль упругости и твердость (микротвердость). Однако, в зависимости от толщины покрытия, указанные характеристики являются переменными величинами и тем более изменяемыми, чем больше различаются между собой механические характеристики компонентов (покрытие, основа) поверхностного слоистого тела. Такие характеристики в научно-технической литературе получили название эффективных или композиционных – эффективный модуль упругости и композиционная твердость. Определение эффективных значений твердости и модуля упругости поверхностно слоистых тел (топокомпозиатов) и, в первую очередь, установление связи этих характеристик с собственными (истинными) значениями твердости и модуля упругости покрытия и подложки является актуальной научной и практической задачей.

### Цель

Целью работы является теоретическое описание диаграммы внедрения поверхностно слоистых твердых тел и установление аналитических связей между эффективными характеристиками слоистой системы и собственными значениями твердости и модуля упругости покрытия и подложки.

### Состояние вопроса

Для расчета твердости, модуля упругости и

ряда других механических характеристик в поверхностных слоях компактных материалов в трибологическом материаловедении на микро- и наноуровнях широко используется метод инструментального индентирования [2]. В работе [3] предложен метод анализа механики контактного взаимодействия инденторов различной формы с поверхностью упругого твердого тела, который позволяет теоретически рассчитывать кривые нагрузки-внедрения (диаграмму внедрения) в компактный материал, где механические свойства, как образца, так и индентора принимаются в качестве входных параметров. Моделируемая кривая нагрузки-внедрения позволяет проводить сравнение с фактическими экспериментальными данными. Используя уравнение контакта для конического индентора, можно предсказать форму кривой нагружения, даже когда контакт полностью пластичный.

$$P = E^* \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi} \tan \alpha} \sqrt{\frac{E^*}{H}} + \left[ \frac{2(\pi - 2)}{\pi} \right] \sqrt{\frac{\pi}{4} \sqrt{\frac{H}{E^*}}} \right]^2 \cdot s^2, \quad (1)$$

где  $s$  – глубина индентора в поверхность образца, отсчитываемая от свободной поверхности,  $H$  – твердость материала исследуемого образца,  $\alpha$  – эквивалентный угол конуса ( $70,3^\circ$  для индентора Берковича).  $E^*$  – комбинированный модуль упругости, учитывающий упругие свойства материала исследуемого образца и индентора.

Важной особенностью уравнения (1) является то, что нагрузка связана с квадратом глубины внедрения.

Во время разгрузки обычно наблюдается некоторая степень упругого восстановления материала образца. Рассматривая контакт индентора с твердым телом как осесимметричный конус [4], контакт между коническим индентором и упругим полупространством может быть описан следующим выражением:

$$P = \left( \frac{2E^*}{\pi} \tan \alpha \right) \cdot s^2, \quad (2)$$

Здесь также как при нагружении имеет место квадратное соотношение между нагрузкой и глубиной индентирования.

Значения данных по нагрузке и глубине внедрения из диаграмм внедрения используются для определения механических характеристик материала.

При оценке твердости и модуля упругости материала в поверхностях с топокомпозитным строением (слоистая система типа покрытие - подложка) следует учитывать совместное влияние механических характеристик материала основы и покрытия.

Результатом измерения твердости в этом случае является величина композиционной твердости, отличающаяся, порой существенно, от значения, как истинной твердости покрытия, так и материала подложки. На основе опыта обработки многочисленных экспериментальных данных считается, что значения измеренной твердости соответствуют (или приближаются) к значению истинной твердости материала покрытия лишь при выполнении эмпирического правила (*thumb rule*), которое требует, чтобы глубина отпечатка под алмазной пирамидой составляла не более  $1/8 - 1/10$  части толщины покрытия.

По вопросу учета влияния материала подложки на измеряемый модуль упругости покрытия слоистой системы исследователи долгое время придерживались мнения о применимости правила 10% , на которое ориентируются при оценке твердости материала покрытия. Сегодня установлено, что нет реальной физической основы применения упомянутого эмпирического критерия. Считается, что влияние упругих свойств материала основы начинается практически сразу с момента внедрения индентора [4].

В работе [5] на основе рассмотрения механики контактного взаимодействия жесткой сферы с упругим жестко пластичным двухслойным полупространством была разработана математическая модель, позволяющая рассчитывать деформационно-силовые параметры контакта и ряд эффективных характеристик слоистого тела в широком диапазоне значений толщины покрытия, радиуса сферического индентора, нагрузки, упругих и пластических характеристик материалов, составляющих слоистое тело (топокомпозит). Там же показана возможность преобразования аналитических выражений, описывающих механику контактно взаимодействия сферы с двухслойным твердым телом, в зависимость, связывающую твердость от глубины внедрения пирамидального индентора. Более подробно математические модели и методика получения аналитических выражений для определения деформационно-силовых параметров контакта и эффективных характеристик приведены в работе

[5].

Для исследований, проводимых в данной работе, важными зависимостями, установленными в работе [5] являются соотношения, связывающие эффективный модуль упругости  $E_c$  и композиционную твердость  $H_c$  слоистой системы с соответствующими параметрами, характеризующими однородный материал, в качестве которого используется материал основы топокомпозита

$$E_c = E_0 \times \Phi^{\frac{3}{2}}, \quad (3)$$

$$H_c = H_0 \cdot (\bar{\Phi}_i)^{\frac{1}{2}} \cdot (\Phi)^{-\frac{3}{2}}, \quad (4)$$

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;  $\Phi$  – упруго-геометрический параметр

$$\Phi = \sum_{i=0}^m A_i \cdot \bar{t}_0^i \cdot \left( \sum_{j=0}^n B_j \cdot \bar{t}_0^j \right)^{-1}; \quad \bar{\Phi} - \text{предельный}$$

упруго-геометрический параметр, который определяется для трех областей существования толщины покрытия:  $\bar{\Phi} = M_i \cdot (\Phi)^3$ , где  $M_I = 1$  для

малой толщины (область III);  $M_{II} = (0,31 \cdot T_k^{-1})^2$  – при средней толщине (область II);  $M_{III} = Y^2$  – для большой толщины покрытия (область I);  $\bar{t}_0 = \frac{t_0}{a_0}$ ;  $Y = \frac{H_1}{H_0}$ ;  $A_1, A_2, A_3, \dots, A_n, B_1, B_2, B_3, \dots, B_j$  –

коэффициенты двухточечной аппроксиманты;  $A_j = f(K)$ ,  $B_j = f(K)$ ;

$K = E_0 \cdot (E_1)^{-1}$  – эффективная упругая константа слоистого тела. (Более подробно обозначения к (3) и (4) - см. работу [5]).

### Решение задачи

Используя вышеприведенные зависимости (1), (3) и (4) (для кривой нагружения) и (2),(3) (для кривой разгрузки), теоретически построим диаграмму внедрения для случая индентирования идеального пирамидального индентора в идеальный однослойный топокомпозит с известными значениями механических характеристик компонентов слоистого тела и известной толщиной покрытия. Под идеальным однослойным топокомпозитом будем понимать поверхностно слоистую среду, состоящую из упругого жесткопластичного покрытия когерентно связанного с основой из упругого жесткопластичного материала. Под идеальным пирамидальным индентором будем понимать жесткий индентор Берковича идеальной формы с острой вершиной. Используя зависимости (1) и (2) теоретически построим диаграммы внедрения для случая индентирования идеального пирамидального индентора в компактные

материалы – материал покрытия и материал основы, механические характеристики которых соответствуют характеристикам компонентов топокомпозита.

Из сравнения работ диссипации упругой энергии при инструментальном внедрении в топокомпозит и компактные материалы из покрытия и основы можно получить зависимость, связывающую модуль упругости материала покрытия с модулем упругости материала основы и работой диссипации упругой энергии топокомпозита.

Кривая нагружения топокомпозита в области I может быть построена, используя зависимость (1), в которой параметр твердости  $H$  принимает значений твердости покрытия  $H_1$ , а в качестве параметра  $E^*$  используется эффективный модуль упругости идеально упругого топокомпозита  $E_c$ , определяемый по формуле (3):

$$P_c^I = E_c \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi} \operatorname{tg} \alpha} \sqrt{\frac{E_c}{H_1}} + \left[ \frac{2(\pi-2)}{\pi} \right] \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{H_1}{E_c}} \right]^{-2} \cdot s^2, \quad (5)$$

Кривая нагружения топокомпозита в области II может быть построена, также используя зависимость (1), в которой параметр твердости  $H$  принимает значений композиционной твердости  $H_c$ , определяемый по формуле (4), а в качестве параметра  $E^*$  используется эффективный модуль упругости топокомпозита  $E_c$ :

$$P_c^I = E_c \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi} \operatorname{tg} \alpha} \sqrt{\frac{E_c}{H_c}} + \left[ \frac{2(\pi-2)}{\pi} \right] \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{H_c}{E_c}} \right]^{-2} \cdot s^2, \quad (6)$$

Из решения системы уравнений (5) и (6) можно будет рассчитать глубину внедрения индентора в топокомпозит, при которой начинается пластическая деформация основы.

### Результаты решения и обсуждение

Примем следующие значения параметров, характеризующие условия теоретического инструментального индентирования идеального топокомпозита: индентор – пирамида Берковича; твердость материала покрытия и основы – 4 ГПа и 2 ГПа, соответственно; модуль упругости материала покрытия и основы – 500 ГПа и 200 ГПа; толщина покрытия 5 мкм. Используя выражения (1) и (2) получим банк данных для построения кривых нагружения и разгрузки топокомпозита, покрытия и основы. Построим диаграммы внедрения для материала покрытия, основы и топокомпозита. Кривые разгрузки, описывающие упругую деформацию соответствующего материала, перенесем в начало координат и найдем математическую связь между ними. Связь между кривыми разгрузки выводится из равенства работы упругого деформирования топокомпозита  $A_{ce}$  сумме работ упругого деформирования основы  $A_{oe}$  и покрытия  $A_{1e}$ , то есть:

$$A_{ce} = A_{1e} + A_{oe}, \quad (7)$$

$$\text{где } A_{ce} = \int_0^2 P_{ce}; \quad A_{oe} = \int_0^{1,7} P_{oe}; \quad A_{1e} = \int_0^{1,7} P_{1e}.$$

Значения интервала интегрирования приняты из анализа диаграмм внедрения (рис. 1).

Переход кривой нагружения топокомпозита из первой области деформирования во вторую характеризуется точкой перегиба, что определено выражением (5). Координаты точки перегиба определяются в результате решения системы уравнений, описывающих изменение усилия нагружения в области I и области II. Значение точки перегиба характеризует момент зарождения пластической деформации в материале основы.

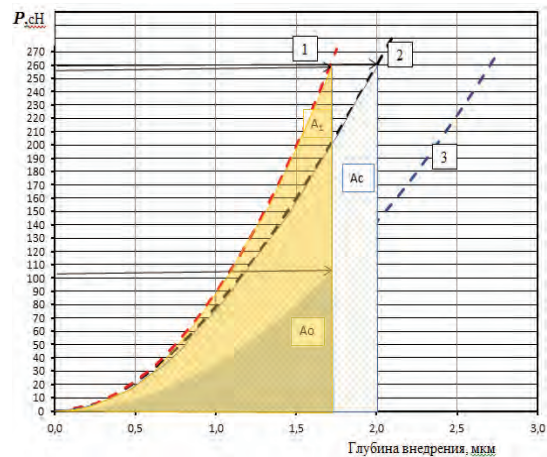


Рис. 1. Кривые упругой деформации при инструментальном индентировании покрытия (1), основы (2) и топокомпозита (3)

Полученные зависимости являются методологической основой для обработки экспериментальной диаграммы внедрения в исследуемый топокомпозит с целью получения теоретической диаграммы внедрения в материал топокомпозита и в материал покрытия, а также определения истинных значений модуля упругости и твердости материала покрытия.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №14.607.21.0166, проект RFMEFI60717X0166.

1. Воронин Н.А. Топокомпозиционные материалы триботехнического назначения: определение, получение, материалы, особенности механики контактного взаимодействия //Трение и смазка в машинах и механизмах. 2008, №5, с. 17-32.
2. ГОСТ Р 8.748-2011. Металлы и сплавы. Измерение твердости и других характеристик материалов при инструментальном индентировании. Часть 1. Метод испытаний. М., Стандартинформ, 2013. – 23 с.
3. Fischer-Cripps A.C. Nanoindentation. Third Edition. New York, Springer, 2008. – 279 p.
4. Fischer-Cripps A.C. Critical review of analysis and interpretation of nanoindentation test data // Surface & Coatings Technology 200 (2006) 4153 – 4165.
5. Voronin N. A., Composite and Real Hardnesses of Thin Coatings //Advanced Materials Research. Vols. 560-561 (2012). pp. 803-808.

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ СПОСОБАМИ ВЫДАВЛИВАНИЯ

А. Л. Воронцов, С. М. Карпов, Д. В. Бажанов

Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана (национальный исследовательский университет) «МГТУ им. Н. Э. Баумана», Москва, Россия; avorontsov55@mail.ru

Проведен анализ изготовления различных изделий способами выдавливания, показаны их преимущества и недостатки. Выбран наиболее рациональный способ изготовления изделий прямоугольного поперечного сечения. Выбран аналитический метод для проведения нового уточнённого теоретического исследования процесса прямого выдавливания изделий прямоугольного поперечного сечения.

**Ключевые слова:** прямое и обратное выдавливание, объемная штамповка

В настоящее время одной из основных задач современной технологии машиностроения является повышение качества получаемых изделий. Наиболее полно эта задача реализуется при использовании процессов, основанных на холодной пластической деформации. К числу наиболее прогрессивных процессов относится объемная штамповка. Особое место среди операций объемной штамповки занимает выдавливание. Выдавливанием получают детали различной формы и назначения, используя соответствующие способы: прямое выдавливание, обратное, комбинированное, дифференцированное, выдавливание с активными силами трения или комбинации выше приведенных способов [1].

Прямое выдавливание рис. 1 представляет собой истечение металла заготовки относительно контейнера (боковых стенок матрицы) в направлении, совпадающем с движением пуансона. Отличительной особенностью прямого выдавливания является ярко выраженное перемещение металла относительно боковых стенок матрицы.

ствования технологии необходимо разработать математическую модель процесса прямого выдавливания изделий прямоугольного поперечного сечения. С целью проверки достоверности и точности надо провести широкую экспериментальную проверку полученных теоретических результатов. Для большей объективности целесообразно провести и сопоставления с имеющимися опытными данными других исследователей. Проведенные исследования позволят разработать уточненную методику проектирования технологии изготовления изделий прямоугольного сечения методом выдавливания.

### Литература

1. А. Л. Воронцов. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением : учеб. пособие в 2 т. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014., Т.1. – 396 с.: ил., Т.2. – 441 с.: ил.

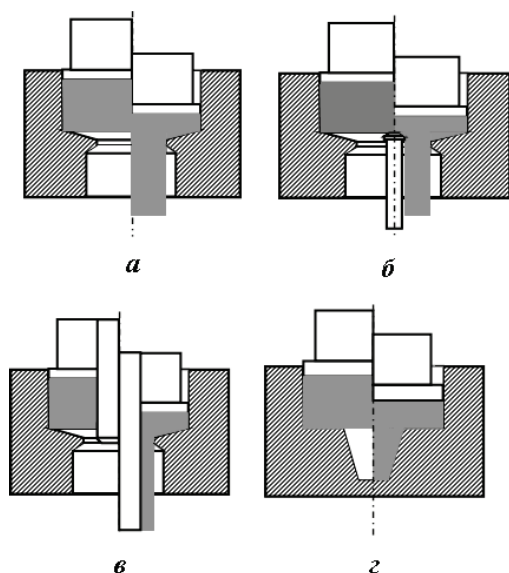


Рис.1. Способы прямого выдавливания

Наиболее перспективным способом для получения изделий прямоугольного сечения является способ, изображенный на рис. 1 а. Для совершен-

## ПОВЫШЕНИЕ РЕЛЕВАНТНОСТИ ПРИ РАБОТЕ С БД «КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ»

В.В. Грот<sup>1</sup>, В.А. Руденко<sup>2</sup>

<sup>1</sup> ОАО НТЦ «Промышленная безопасность», <sup>2</sup> ИМАШ РАН, Москва, Росстг

Предлагается подход к организации баз и банков данных, позволяющий за счет использования специально разработанной системы структуризации данных в базах (по проблемам механики деформируемого твёрдого тела), установления необходимых связей между полями различных баз, а также посредством возможности диалоговое режима общения пользователя с информационной системой добиться высокой релевантности обеспечения запросов.

**Ключевые слова:** базы и банки данных, релевантность, структуризация информации, информационно-логическая модель.

The following approach of the organization of databases and data banks is offered. This approach allows to win highly relevant query provisioning using a specially developed system for structuring data in databases (on issues of mechanics of a deformed solid body) and establishing the necessary links between the different database fields. To achieve the goal the interactive conversational mode between the user and the information system is also used.

Уточним смысл некоторых понятий, определяющих содержание данной статьи. Они достаточно тривиальны [1,2] но нуждаются в некоторой конкретизации в рамках проблем проектирования банка знаний «Прочность. Ресурс. Безопасность».

*«В общем виде процесс поиска с помощью какой-либо информационно-поисковой системы можно рассматривать, как некоторый процесс сравнения между запросом (цепочкой слов, запрашивающих информацию) и множеством документов (цепочкой слов, сообщающих информацию). Свойство, ассоциирующее определённые документы с данным запросом, называется релевантностью. Таким образом, релевантность может быть определена, как мера информации, сообщаемой документом в ответ на какой-либо запрос. Любая мера информации должна зависеть от того, что уже известно, признание этого факта должно служить основой при любой оценке релевантности документа по отношению к запросу»* [3].

Уточним дефиницию ещё двух терминов.

**Информационный объект (ИО)** – это описание некоторой сущности предметной области – реального объекта, процесса, явления или события. Информационный объект (сущность) образуется совокупностью логически взаимосвязанных атрибутов (свойств), представляющих качественные и количественные характеристики объекта [1].

**Информационно-логическая модель (ИЛМ)** – совокупность информационных объектов (сущностей) предметной области и связей между ними [1].

В нашем случае в качестве предметной области 0-го уровня выступает механика твёрдого деформируемого тела, а ИО – конструкционные материалы – обозначаются не только как объекты, но, в свою очередь, представлены как ИЛМ 1-го уровня.

Несмотря на постоянный рост усилий, направленных на решение проблем информационного обеспечения, очевидно, что по мере дви-

жения научно-технического прогресса роль этого обеспечения только возрастает практически во всех сферах науки и техники, а сами проблемы не становятся проще. Сложность состоит в том, что между множеством моделей пользователя информации и множествами ИЛМов её генератора можно установить достаточное количество однозначных причинно-следственных и/или логических связей только в том случае, если у них совместимы тезаурусы и есть пересекающиеся множества данных. Но в этом случае, как правило, пользователь мало нуждается в сведениях.

Предлагается несколько иной подход к повышению уровня релевантности запросам пользователя, опирающийся на разработанные принципы структуризации ИО и на универсальную логику моделированию, а также на обеспечение возможности диалога пользователя с БД в процессе всего поиска. Начнем с потребностей пользователя. Опускаем достаточно легко формализуемые и отыскиваемые данные об источнике информации, ее авторе, способе и месте получения и т.п. Пользователю, прежде всего, нужны данные об имеющихся свойствах ИО и/или о проявлении и результатах проявления этих свойств. Речь в нашем случае, конечно, ограничивается только определёнными, чисто научно-технологическими аспектами информации, а никак не идёт об оценке стили авторов и художественных достоинствах их языка.

Конечно, пользователя могут интересовать совершенно разные аспекты жизненного цикла реального ИО: проектирование (разработка), изготовление, испытания (эксперимент), транспортировка, хранение, применение, анализ полученной информации об ИО, т.е. о любых воздействиях на ИО. Как сказано выше о совместимости тезаурусов, необходима общая терминологическая база, содержащая все понятия для описания этапов жизненного цикла ИО, т.е. должна существовать некоторая БД, в которой непосредственно, или за счет отсылки к другим БД, обеспечена возможность выделять части семантических полей наличествующих дефиниций. Таким образом,



должно быть понятно, за счет каких свойств ИО (в общем случае имеющихся или отсутствующих), при каких условиях реализуется конкретный аспект интересный пользователю.

Однако, в силу огромной (не всегда оправданной) дифференциации практически самостоятельно развивающихся областей знаний за время пройденного ими исторического пути одни и те же реально существующие ИО могут изучаться в двух и более сферах познания, и моделироваться совершенно по-разному. Например, возьмем ИО, обозначаемый термином «конструкционный материал». Объекты, которые «породили» этот термин, изучаются, кроме многих других сфер познания, и в материаловедении, и в механике деформируемого твердого тела. Но насколько же по-разному эти объекты представляются (моделируются) в этих научных дисциплинах!

Из сказанного очевидно, что для каждого ИО должна существовать ИЛМ, относящаяся к научному рассмотрению конкретного аспекта воздействия на ИО или его описания. Уверенность в существовании модели основана на том, что практически все известные аспекты человеческого познания имеют некую логику, определяемую самим процессом развития этой сферы познания. Это не значит, что у некоторых авторов не может быть своей собственной логики (или отсутствие таковой), принципы моделирования выделить все-таки бывает можно. Чтобы данные были достаточно определенными, например, чтобы их можно было использовать в расчетах, авторская ИЛМ должна быть строго сформулирована, однако, при структуризации информации в БД авторская логика и стиль необходимо полностью сохранять. Под строгой формулировкой модели в рамках, выбранной логики моделирования, понимается адекватность задания начального состояния ИО, условий реализации ИЛМ, факторов, обеспечивающих ее развитие, и результата. Почти все авторы так или иначе следуют обозначенным правилам поскольку обозначенный способ - это не совсем прямое, но следствие принципа причинности. В свою очередь, именно эта логика позволяет выделить определяющую часть семантического поля термина, если его объем доста-

точно велик, и реализовать принятую систему структуризации данных.

Однако, разные ИО могут обладать одинаковыми или весьма схожими свойствами, что делает целесообразным формирование отдельной БД свойств. Другим соображением в пользу создания этой БД является то, что любое свойство тоже чем-то определяется, как-то реализуется, и для каждой ситуации может быть построена соответствующая ИЛМ. Тем самым, открывается возможность последовательной структуризации данных о ИО и корректировки поиска информации в сторону фундаментальных свойств. БД открывает возможность сравнивать близкие по природе свойства, но называемые в разных областях знаний по-разному. Например, если взять, обобщенно называя, сферу прочностных свойств, то в геологии есть такое понятие как «крепость», используемое для описания этих самых прочностных свойств руд и породы, а в механике деформируемого твердого тела такого термина нет вообще. Значит, если говорить об описании механического поведения, скажем, угля в шахе, то этот термин вполне применим, а если говорить о тех же свойствах металлической крепи, любого механизма или машины в этой же шахте, то нет. Необходимо учесть, что давать необходимое пояснение разработчикам БД можно только в примечании или ссылке, поскольку, как уже было сказано, при структурировании информации ничто в авиаторском тексте не должно опускаться или искажаться.

Обычно качественное и количественное уточнение смысла понятий, включающих различные свойства, происходит за счет использования характеристик этих свойств. Очевидно, чем точнее определены свойства и их характеристики ИО (в процессе ли его описания, или получения, или реализации), тем больше пользы от полученной информации. Как показал опыт, характеристики целесообразно помещать в одну БД со свойствами, указывая, к какому именно свойству они относятся.

Технология администрирования БД «Конструкционные материалы» и БД «Свойства и характеристики» будет представлена для обсуждения в следующей работе.

1. Кузин А.В., Демин В.М. Разработка баз данных в системе Microsoft Access: учебник. – 2-е изд. - М.; ФОРУМ: ИНФРА-М, 2007. – 224 с. ил.

2. Малыгина М.П. Базы данных: основы, проектирование, использование. 2-е изд. перераб. и доп. – СПб: БХВ-Петербург, 2006. – 528 с. ил.

3. W. Goffman. On relevance as a measure. "Information Storage and Retrieval", 1964, v. 2, N 3, s. 201. Цитируется по: А.И. Михайлов, Чёрный А.И., Гиляревский. Основы информатики - 2-е изд. – М. «Наука», 1968. – 756 с. ил.

## ГЕОМЕТРИЯ ДЕФОРМАЦИИ КЛЕЕВОГО СЛОЯ ПРИ ПРОСТОМ СДВИГЕ

А.М. Думанский<sup>1</sup>, В.И. Неповинных<sup>2</sup> М.Ю. Русин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [aldumans@mail.ru](mailto:aldumans@mail.ru)

<sup>2</sup>ОАО "ОНПП "Технология", 249035, г. Обнинск Калужской обл. [info@technologiya.ru](mailto:info@technologiya.ru)

Проведен анализ геометрии деформирования клеевого соединения (КС) в области больших деформаций. В качестве модели деформирования был использована схема простого сдвига. Для анализа перемещений был использован математический аппарат нелинейной теории упругости.

### Цель

Соединение элементов конструкций может быть выполнено с помощью клеевых соединений, в ряде случаев являющихся единственно возможным способом их соединения. Цель работы заключалась в проведении теоретического анализа геометрии деформирования клеевого слоя работающего в условиях простого сдвига и выявлении закономерностей изменения конфигурации элементов его сечения.

### Анализ изменения конфигурации клеевого слоя

Как правило, клеевой слой герметика в сечении представляет собой полосу и работает на сдвиг. Поэтому в качестве модели принималась схема простого сдвига, согласно которой прямоугольник в результате деформации превращается в параллелограмм и угол наклона, характеризуемый тангенсом угла поворота боковой грани полностью определяет деформацию. Тангенс угла наклона боковой стороны сечения клеевого слоя к оси  $Ox_2$  называется величиной сдвига и обозначается  $k = \operatorname{tg} \theta$ . В соответствии со схемой простого сдвига аффинное преобразование исходной конфигурации определяется следующими соотношениями [1-3]

$$\begin{aligned} x'_1 &= x_1 + kx_2 \\ x'_2 &= x_2 \\ x'_3 &= x_3. \end{aligned} \quad (1)$$

Геометрия трансформации сечения КС в соответствии с (1) представлена на рис. 1.

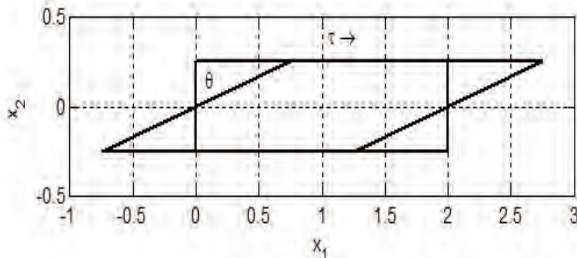


Рис.1. Деформирование по схеме простого сдвига.

Площадь параллелограмма равна площади исходного прямоугольника, что свидетельствует о несжимаемости материала герметика.

Система координат помещена в середине клеевого слоя, используя такой подход можно определить неподвижные точки в слое, получаемые из решения следующей системы

$$\begin{aligned} x_1 &= x_1 + kx_2 \\ x_2 &= x_2 \\ x_3 &= x_3. \end{aligned}$$

Из последней системы следует единственное условие:  $x_2 = 0$ , т.е. неподвижными остаются точки, лежащие на оси абсцисс.

Изменение геометрии слоя определяется тензором градиента деформации:

$$\tilde{F} = \begin{pmatrix} \frac{\partial x'_i}{\partial x_j} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & k & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (2)$$

Рассмотрим сечение клеевого слоя по толщине, что позволит свести анализ к рассмотрению двумерной задачи. Координаты любой точки сечения  $x = (x_1 \ x_2)^T$  исходной конфигурации переходят в новую точку с координатами

$$\tilde{x} = Fx \quad (3)$$

где  $\tilde{x} = (\tilde{x}_1 \ \tilde{x}_2)^T$ , знак T означает транспонирование Тензор градиента деформации:

$$F = \begin{pmatrix} 1 & k \\ 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Впишем в сечение КС окружность с центром на оси абсцисс и проанализируем ее трансформацию. Уравнение окружности заданное параметрическим образом  $x_1 = r \cos t$ ,  $x_2 = r \sin t$  переходит в уравнения кривой следующего вида:

$$F \begin{pmatrix} r \cos t \\ r \sin t \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r(\cos t + k \sin t) \\ r \sin t \end{pmatrix}, \quad (5)$$

где  $r = \frac{h}{2}$  - равен полутолщине слоя.

С помощью преобразований соотношений (5) можно получить алгебраическое выражение следующего вида:

$$\begin{aligned} x_1 &= r \cos t + kr \sin t \\ x_2 &= r \sin t \end{aligned} \quad (6)$$

Подставляя второе выражение (6) в первое получим:  $x_1 - kx_2 = r \cos t$ . После простых преобразований, исключая параметр, получим уравнение кривой в виде неявной функции:

$$(x_1 - kx_2)^2 + x_2^2 = x_1^2 - 2kx_1x_2 + (1+k^2)x_2^2 = r^2. \quad (7)$$

Квадратичная форма (7) соответствует уравнению  $B^{-1}$  эллипса левого тензора Коши-Грина [4]

$$B(k)^{-1} = \begin{pmatrix} 1 & -k \\ -k & 1+k^2 \end{pmatrix}. \quad (8)$$

Анализ показывает, что уравнение (7) описывает эллипс и угол наклона его главной оси к оси  $Ox$  определяется из соответствующей квадратичной формы и определяется выражением

$$\operatorname{tg} 2\varphi = \frac{2}{k} \quad (9)$$

Выражение для тангенсов угла наклона главных осей эллипса определяется с помощью соотношения (9), выраженного через тангенс одинарного угла:

$$\operatorname{tg} \varphi_{1,2} = -\frac{k}{2} \pm \frac{\sqrt{k^2+4}}{2}. \quad (10)$$

Отметим, что выражение (10) определяет тангенсы углов наклона взаимно перпендикулярных осей эллипса, т.е.:  $\varphi_2 = \varphi_1 + \frac{\pi}{2}$ .

Приведение квадратичной формы (7) к каноническому виду показывает, что уравнение эллипса может быть представлено в следующем виде:

$$\frac{\tilde{x}_1^2}{r^2 \left( 1 + \frac{k^2}{2} + \frac{k}{2} \sqrt{k^2+4} \right)} + \frac{\tilde{x}_2^2}{r^2 \left( 1 + \frac{k^2}{2} - \frac{k}{2} \sqrt{k^2+4} \right)} = 1 \quad (11)$$

Выражения в скобках знаменателей (11) представляет собой квадраты собственных значений тензора Коши-Грина. Отметим их взаимную обратность, что также свидетельствует о несжимаемости герметика. Можно показать, что для любого значения величины

сдвига  $k$  площади круга и эллипсов будут конгруэнтны в связи с равенством их площадей:  $S = \pi r^2 = \pi ab$ .

Отметим также, что поскольку точки оси  $Ox_1$  неподвижны, то на ней в одной точке будут пересекаться окружность и эллипсы, и указанные радиусы будут разделять области растяжения и сжатия. Для определения отрезков разделяющих области растяжения и сжатия нужно составить и решить следующее уравнение:

$$\sqrt{(r(\cos t + k \sin t))^2 + (r \sin t)^2} = r. \quad (12)$$

Решение (12) приводит к уже описанному из геометрических соображений уравнению  $\sin t = 0$ , решения которого и определяют отрезки, лежащие на оси  $Ox_1$ . Другое решение (12) приводит к уравнению

$$\operatorname{tg} \psi_* = -\frac{2}{k} \quad \text{и соответственно к значению угла:}$$

$$\psi_* = -\operatorname{arctg} \frac{2}{k}.$$

### Полярное разложение

Из теории простого сдвига известно, что в отличие от чистого сдвига он характеризуется поворотом среды как жесткого целого и растяжением в направлении главных осей. В частности, указанные преобразования можно записать в любом из следующих выражений для полярного разложения:

$$F = VR(\varphi) = R(\varphi)U, \quad (13)$$

где  $R(\varphi)$  представляет собой матрицу поворота на угол  $\varphi_1$ , а  $V, U$  матрицы растяжения вдоль главных осей эллипса. Используя выражение для матрицы поворота  $R(\varphi) = \begin{pmatrix} \cos \varphi & \sin \varphi \\ -\sin \varphi & \cos \varphi \end{pmatrix}$  можно найти матрицы, определяющие деформирование КС:

$$V = FR^T \quad U = R^T F. \quad (14)$$

Для разделения деформации и поворота можно воспользоваться известными выражениями для тензоров Коши-Грина, например выражением для левого тензора после преобразований получим

$$B = FF^T = VR(VR)^T = V^2 \quad (15)$$

Для нахождения матрицы  $V$  нужно извлечь корень из левой матрицы Коши-Грина. Вычисление матриц перемещений можно провести и непосредственно умножением матриц, в частности, из выражения (14) следует

$$V = F \cdot R^T = \begin{pmatrix} \cos \varphi + k \sin \varphi & -\sin \varphi + k \cos \varphi \\ \sin \varphi & \cos \varphi \end{pmatrix} \quad (16)$$

Учитывая симметрию тензора перемещений получим уравнение для определения угла поворота:  $\sin \varphi = -\sin \varphi + k \cos \varphi$ . Отсюда следует выражение для угла поворота:  $\operatorname{tg} \varphi = \frac{k}{2}$ . Учитывая это обстоятельство, получим последовательно выражения для матриц перемещений и вращения

$$V = \begin{pmatrix} \frac{2+k^2}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{k}{\sqrt{k^2+4}} \\ \frac{k}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{2}{\sqrt{k^2+4}} \end{pmatrix} \quad (17)$$

$$R = \begin{pmatrix} \frac{2}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{k}{\sqrt{k^2+4}} \\ -\frac{k}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{2}{\sqrt{k^2+4}} \end{pmatrix}$$

С помощью представления (13) можно получить другое выражение для перемещений

$$U = R^T V R = \begin{pmatrix} \frac{2}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{k}{\sqrt{k^2+4}} \\ \frac{k}{\sqrt{k^2+4}} & \frac{2+k^2}{\sqrt{k^2+4}} \end{pmatrix} \quad (18)$$

Используя выражение для преобразования единичного вектора в исходной конфигурации при простом сдвиге [1]. Квадрат длины вектора определяется выражением:

$$|\vec{n}'|^2 = \lambda_n^2(k, \varphi) = 1 + \frac{k^2}{2} + k \sin 2\varphi - \frac{k^2}{2} \cos 2\varphi \quad (19)$$

С помощью (19) можно определить удлинения главных осей эллипса. На рис. 2 приведена иллюстрация преобразования окружности в эллипс.

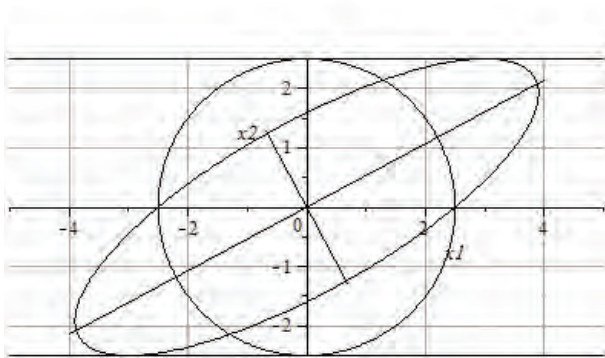


Рис. 2. Эллипс деформации,  $k = 3$ .

Соединив точки пересечения окружности эллипса можно выделить области растяжения и сжатия, показаны на рис. 2.

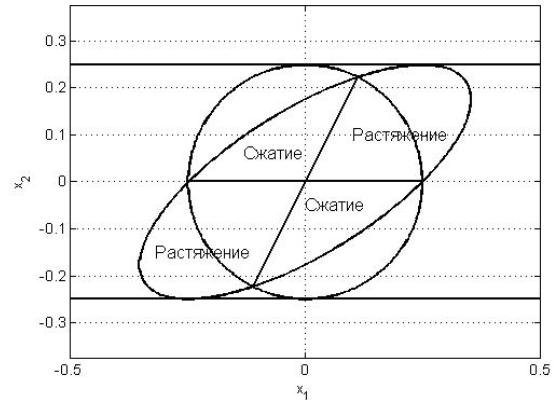


Рис. 3. Области растяжения и сжатия в эллипсе деформации.

Можно также показать, что коэффициенты удлинения главных осей эллипса представляют собой собственные значения правого и левого тензоров Коши-Грина последовательно равных:  $C = F^T F$ ,  $B = F \cdot F^T$  и равных

$$\lambda_{1,2}^2 = 1 + \frac{k^2}{2} \pm \frac{k}{2} \sqrt{k^2 + 4}. \quad (20)$$

Выражения (20) равны максимальному и минимальному значениям  $\lambda_n^2(k, \varphi)$ . Таким образом, удлинения осей эллипса составляют  $a = r \lambda_1$  и  $b = r \lambda_2$ . Последнее выражение определяется взаимной обратностью собственных значений, а именно, условием  $\lambda_1 \lambda_2 = 1$ .

В связи с возможностью полярного разложения тензора градиента деформации на рис.3 показаны варианты последовательного действия деформации и поворота и поворота с последующей деформацией. Графически это показано на рис. 4.

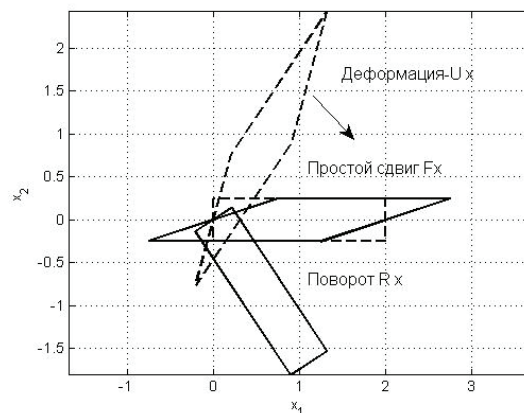


Рис. 4. Интерпретация полярного разложения деформации и поворота клееного слоя при простом сдвиге,  $k=3$ .

Полярное разложение эллипса деформации представлено на рис. 5.

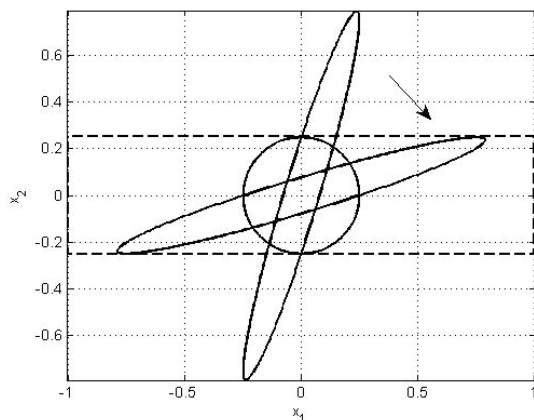


Рис.5. Полярное разложение эллипса деформации при простом сдвиге,  $k=3$ .

Отметим, что окружность индифферентна к повороту, поэтому при повороте повернутая окружность совпадает с исходной. При деформации, определяемой  $E = U \cdot x$ , где  $x$  - точки окружности, эллипс деформации получается его поворотом направо.

Можно отметить, что тангенс угла в треугольнике между точками касания окружности и эллипса с прямой  $x_2 = r$  будет равен величине сдвига, т.е. расстояние между точками касания будет равно  $\Delta = k \cdot r$ .

### Выводы

Выполнен анализ геометрии деформирования клеевого слоя при простом сдвиге. Показано, что при простом сдвиге, вписанный в сечение клеевого слоя

круг преобразуется в эллипс, разделенный на симметричные области растяжения и сжатия, границы же этих областей будут равны радиусу исходного круга. Выполнено полярное разложение градиента деформации и показано, что изменение исходной конфигурации может быть представлено в виде последовательного поворота и последующей деформации и наоборот, деформации и поворота. Приведены примеры полярного разложения круга и контура поперечного сечения клеевого слоя.

1. Неповинных В.И., Думанский А.М., Русин М.Ю. Закономерности разрушения клеевых соединений из эластомерного герметика // IV Международная научная конференция «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». 24-25 ноября 2015 г., ИМАШ РАН. С. 184-186.
2. Трусделл К. Первоначальный курс рациональной механики сплошных сред, ред. М.: Мир.- 1975. 592 с.
3. Ogden R.W. Elements of the theory of finite elasticity In: Nonlinear elasticity. Theory and applications. Ed. by Y.B. Fu and R.W. Ogden. Cambridge University Press. 2001. pp. 1-57.
4. Boulanger Ph., Hayes M. Shear In: Nonlinear elasticity. Theory and applications. Ed. by Y.B. Fu and R.W. Ogden. Cambridge University Press. 2001. pp. 201-232.
5. Думанский А.М., Неповинных В.И., Русин М.Ю., Терехин А.В. Оценка предельного состояния герметиков в конструкциях летательных аппаратов. - Клеи. Герметики. Технологии. 2014 - № 2. С. 31-38.
6. Неповинных В.И., Русин М.Ю., Думанский А.М. Закономерность образования упорядоченного рельефа поверхности разрушения в клеевом соединении на основе эластомерных герметиков при сдвиге. 2015 – Материалы конференции ВИАМ. Материалы и технологии герметизации.

## МАШИНОСТАЗ КАК САМОРЕГУЛЯЦИЯ МЕХАНИЗМОВ И МАШИН

Ю.М.Ермаков

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

Рассматривается новая характеристика механизмов и машин – машиностаз, состояние внутренней механической среды работающей машины при переменных внешних воздействиях. Определены признаки машиностаза в статике: навитые детали, упрочнение тонкостенных деталей другими в сборе, многофункциональность сборки, натяг и упругость системы, беззазорность соединений. Технологические признаки: простота, минимальная материалоемкость, ремонтпригодность; динамические признаки: саморегулирование напряжений, припасовывание контактных участков, автоматический выбор зазоров.

**Ключевые слова:** машиностаз, упрочнение, упругость, натяг, саморегулирование, простота.

В резерве деталей машин 9/10 теоретической прочности, отметил в 1981 году академик А.И.Целиков [5]. Признаками такого запаса являются не только материал, конструкция и опоры детали, но и нетехнологичность, непригодность к условиям работы: вибрациям, динамике, температуре, изнашиванию, старению.

Критерии оценки эффективности механизма, машины общеизвестны: минимальные металлоёмкость, энергоёмкость и себестоимость; максимальные долговечность, надёжность и качество. Оптимальный результат требует анализа работающего механизма, взаимодействия его деталей в непрерывно меняющихся условиях.

Кинематические и механические соединения машины способны пропорционально распределять напряжения и поддерживать нормальные условия работы. Если эти свойства усилить специальными конструктивными мерами, то машина сможет служить дольше. Её жизненный цикл зависит от способности к саморегуляции внутренних нагрузок. Примеров долгожителей немало в системах «человек-машина»: станки, паровозы, автомобили, часы, велосипеды, радиоприёмники и другая бытовая техника.

Для повышения надёжности и долговечности машин следует ввести в теорию конструирования понятие «машиностаз» о внутренней среде работающей машины аналогично биологическому гомеостазу [4]. Гомеостаз (греч. *homoios* – одинаковый и *stasis* – состояние) - относительное постоянство состава и функций внутренней среды организма при внешних и внутренних возмущениях.

**Машиностаз** (лат. *machina* – машина и греч. *stasis*) – состояние внутренней механической среды машины в процессе выполнения работы с заданными функциями при переменных внешних воздействиях. Внутренняя механическая среда – это детали и механизмы во взаимодействии при определённых физических условиях (поле, температура, давление, смазка). Понятие машиностаз дополняет **механостаз** – состояние

внутренней среды механизма в процессе его работы, обеспечивающее выполнение заданных функций. Понятие техностаз объединяет оба термина аналогично бионике (греч. *bion* – ячейка жизни) – науке о применении биологических знаний к технике для совершенствования и создания новых машин и технических систем [1].

Машиностаз можно обеспечить обычными механическими средствами, без датчиков и средств преобразования их сигналов в корректирующие действия. Простой пример: навитый из стальной ленты вал зубчатой передачи в отличие от сплошного одинаково хорошо работает и в жару, и в холод (рис.1).

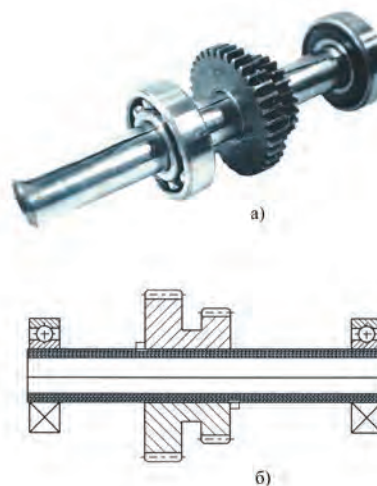


Рис. 1 Навитый вал: а) общий вид, б) продольный разрез

стыки прилегающих друг к другу витков компенсируют температурные деформации. Кроме того, многослойная стенка обладает повышенной прочностью и сопротивлением к трещинообразованию.

Для улучшения технических характеристик узла необходимо учитывать взаимное влияние деталей в соединении. Отдельно взятый вал имеет жёсткость меньше, чем в сборе с деталями. Плотно установленная на валу деталь увеличивает его поперечное сечение, равномерно распределяет сосредоточенную силу по длине посадочной поверхности. Особенно заметен этот эффект в тонкостенных конструкциях, полых деталях. Полый вал с отверстием диаметром 4/5 от наружного имеет массу в 4 раза меньше, а жёсткость в 2 раза меньше сплошного. В сборе с зубчатыми колёсами он повышает свою жёсткость в 20 раз, на порядок превышая жёсткость сплошного вала [2]. Детали армируют полый вал (см. рис.1)..

Один из основных принципов машиностаза – исключение перегрузки работающих деталей. С этой целью широкое распространение получило предварительное напряжение деталей и конструкций с целью уменьшения напряжений при рабочих нагрузках. Среди них: армирование железобетонных изделий растянутой стальной арматурой, обмотка с натягом высокопрочной лентой станин штампов и молотов, составные напряжённые стволы тяжёлых орудий, сосуды высокого давления; намотка из композиционных и стальных лент и нитей корпусов и деталей авиа - космического машиностроения. Сборка по требованиям машиностаза улучшает технические параметры узла и входящих в него деталей, придавая узлу такие свойства, как простота, саморегуляция напряжений, защищённость от перегрузок, долговечность. Эти свойства обеспечиваются упругостью деталей. Степень упругости – жёсткость определяется материалами, формой, конструкцией узла и является признаком механической адаптации [3].

Рассмотрим конструктивные признаки адаптивного редуктора (пат. РФ № 2435090, 2011). В его навитом корпусе 1 расположены на подшипниках качения навитые валы 2, 4 с зубчатыми колёсами 3, 5 (рис.2). Зубчатые колёса имеют посадочные отверстия овальной формы. Упруго деформируясь в них, полые валы образуют некруглые соединения. Овальная форма валов в посадочных местах зубчатых колёс плавно переходит в круглые отверстия подшипников. Переменное поперечное сечение по длине вала фиксирует зубчатые колёса от осевого смещения без обычных буртов или втулок, создаёт осевой натяг в подшипниках. Межосевые расстояния первой  $a_1$  и второй  $a_2$  ступеней зубчатых передач выполнены меньше номинальных размеров на величину, обеспечивающую натяг в соединениях и беззазорные зацепления.

Валы и зубчатые передачи служат рёбрами жёсткости навитого корпуса, сжатого между основанием и крышкой. При натяге зубчатых

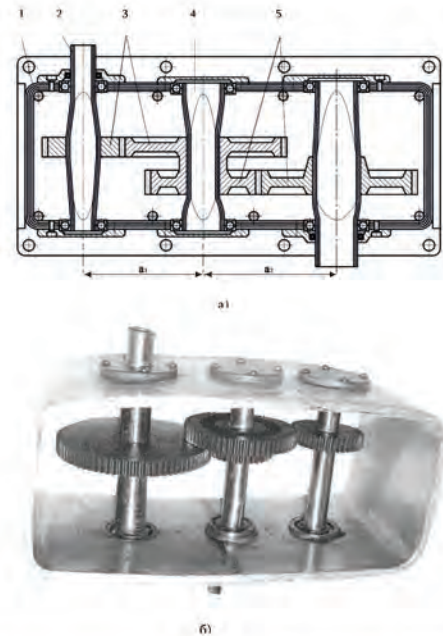


Рис 2. Адаптивный редуктор: а) продольный разрез, б) общий вид, крышки сняты, 1 – корпус; 2, 4 – валы; 3, 5 – зубчатые передачи

зацеплений и подшипников редуктор формируется как предварительно напряжённая система. Он не имеет избыточных связей, вызывающих заклинивание, прост и технологичен. Динамические нагрузки воспринимаются упруго напряжённой системой передач, исключая поломки от перегрузок. Температурные изменения валов по длине компенсируются осевым натягом подшипников вследствие плавного перехода некруглой формы полого вала в круглую.

Основные признаки машиностаза: материалы с заданными свойствами, многослойные конструкции, упругость деталей, взаимоупрочнение в сборочной единице, натяг системы деталей с целью перераспределения и выравнивания нагрузок. Первые два признака определяют требования к заготовке, а все вместе взятые – условия конструирования с обеспечением простоты и технологичности, минимальной металлоёмкости, беззазорности передач, саморегулируемости. Запас прочности определяется натягом всей системы и задействован на 90%.

Важное значение приёмы машиностаза имеют в технологических операциях и при ремонте изделий. Достаточно заклеить трещину, приклеить металлическую заплату на отверстие в корпусе, установить хомут на треснувший вал, бандаж на расшатавшееся соединение, подпереть стойкой просевшую опору, чтобы предотвратить разрушительные последствия. Соединение противодействующих друг другу узлов

уменьшает их отжим пропорционально силе натяга. Наглядный пример - соединение резца и обрабатываемой им заготовки гибким люнетом (пат. РФ № 2580880, 2014). Его кронштейн 1 с ленточным барабаном 2 зажимается в пазу резцедержателя (рис. 3).

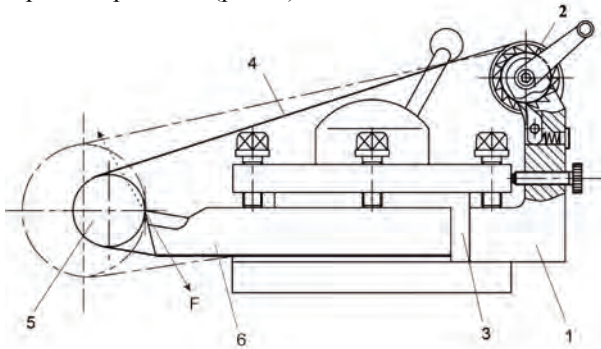


Рис. 3 Гибкий люнет

Металлическая лента 4 с барабана охватывает заготовку 5 и прижимается к резцедержателю телом резца 6. Настройка на другой диаметр заготовки и натяжение ленты осуществляется поворотом барабана от храпового механизма. Натянутая с превышением силы резания  $F$  лента уменьшает отжим заготовки от резца в 2 – 3 раза по сравнению с жёстким люнетом на станине станка

Комплекс саморегулируемых агрегатов, обеспечивающих оптимальный режим работы, –

машиностаз характерен для долговечных машин, отличающихся простотой и надёжностью. Среди них знаменитые бипланы Ан-2, грузовики ЗИС-5, паровозы СО, станки ДИП-200, речные буксиры. Любой двигатель машины – паровой, внутреннего сгорания, электрический обладает свойствами машиностаза и меняет частоту ходов или оборотов в зависимости от нагрузки в пределах своей мощности.

Машиностаз необходимо рассматривать при проектировании изделия наряду с конструкторскими расчётами на прочность. Его показателями являются взаимное упрочнение тонкостенных деталей в сборе, навитые детали, натяг звеньев, отсутствие зазоров в передачах, компенсируемый износ деталей, теплообмен, наличие упругого компенсатора. Их соблюдение повышает долговечность, надёжность и ремонтпригодность машины.

1. Бионика. Биологические аспекты. /Под ред. Л.В. Решодько. Киев. Вища шк., 1978. - 304 с.
2. Ермаков Ю.М. Высокотехнологичные и материало-экономные детали машин и механизмы. Ленточные технологии их изготовления. //Технология металлов. 2002, № 2.- С. 33-38.
3. Ермаков Ю. М. Машиностаз как свойство деталей машин и механизмов. // Ползуновский альманах. Барнаул, АлтГТУ им. И.И. Ползунова.- 2011, № 2. – С. 87-89.
4. Новосельцев В.Н. Организм в мире техники: кибернетический аспект. М.: Наука, 1989.- 240 с.
5. Целиков А.И. В резерве 9/10 теоретической прочности.// Изобретатель и рационализатор.- 1981, № 3. – С. 6-7.



## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ СТАТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЛОМАЮЩЕЙ ПОДАЧИ СВЁРЛ ДИАМЕТРОМ 1,5 ММ ИЗ СТАЛИ Р6М5

Д.М. Забельян<sup>1</sup>, А.Ю. Албагачиев<sup>2,3</sup>, В.А. Пухальский<sup>3</sup>, А.В. Стефанец<sup>3</sup>

<sup>1</sup>АО НПЦ газотурбостроения «Салют», Москва, Россия; [zabelyan@salut.ru](mailto:zabelyan@salut.ru)

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>3</sup>Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

В данной работе рассмотрен метод определения предельно допускаемой прочностью сверла подачи на оборот по результатам статических испытаний. Осуществлен анализ характера разрушений свёрл получаемых в результате осевой нагрузки и крутящего момента.

**Ключевые слова.** Ломающая подача, прочность свёрл, статические испытания, характерные виды разрушения.

### Цель

Определение предельно допускаемой прочностью свёрл диаметром 1,5 мм из стали Р6М5 подачи на оборот.

### Материалы и методы

Необходимость в данных о предельных возможностях инструмента появилась в связи с проведением работ по определению паспортных характеристик [1] свёрл диаметром 1,5 мм из стали Р6М5, с цилиндрическим хвостовиком, средней серии, класс точности В по ГОСТ 10902-77 производства Томского инструментального завода.

В качестве обрабатываемого материала использован жаропрочный сплав ХН73МБТЮ (ГОСТ 5632-2014).

Определение ломающей подачи было осуществлено на основе известных закономерностей, связывающих её с возникающим при резании крутящим моментом [2]:

$$M_{кр.} = 10C_M D^q S^y K_p, \quad (1)$$

откуда можно определить:

$$S = \left( \frac{M_{кр.}}{10C_M D^q K_p} \right)^{\frac{1}{y}}, \quad (2)$$

где:

$C_M$  - коэффициент, характеризующий материал заготовки и условия его обработки, равен 0,041;  $D$  - диаметр сверла (1,5 мм);  $S$  - подача на оборот;  $q, y$  - показатели степеней, соответственно равны 2,0 и 0,7;  $K_p$  - общие поправочные коэффициенты на измененные условия обработки, в нашем случае  $K_p = K_{MP}$ :

$$K_{MP} = \left( \frac{\sigma_B}{750} \right)^n, \quad (3)$$

где:

$\sigma_B$  - предел прочности при растяжении.

Для ХН73МБТЮ  $\sigma_B = 1150$  МПа.  $n = 0,75$ .

Тогда:

$$K_{MP} = 1,4$$

Подставив в формулу (2) все известные значения, получим:

$$S = \left( \frac{M_{кр.}}{1,2915} \right)^{\frac{1}{0,7}} \quad (4)$$

Следовательно, если формула (4) верна, то определив крутящий момент, при котором сверло разрушается, мы можем подсчитать величину ломающей подачи.

Для определения крутящего момента, при котором сверло разрушается, был использован метод статических испытаний.

Стенд для данных испытания был изготовлен на базе токарного станка с ЧПУ Weiler E30, обеспечивающего частоту вращения 1 мин<sup>-1</sup> и продольное (осевое) перемещение со скоростью 0,005 мм/мин.

Для измерения силовых параметров - крутящего момента и осевой силы, использован специальный динамометр.

Для фиксации состояния инструмента после испытаний использованы микроскоп МБС-10 и фотонасадка *Levenhuk C310 NG*.

### Результаты и их обсуждение

В результате проведённых прочностных испытаний 40 свёрл получены следующие результаты (таблица 1).

Таблица 1. Результаты прочностных испытаний свёрл

Разрушающая нагрузка	Математическое ожидание	Дисперсия
Крутящий момент, Нм	0,41	0,0324
Осевая сила, Н	743,7	108,198

Если теперь подставим в формулу (4) значение разрушающего крутящего момента, то величина ломающей подачи для испытанных свёрл равна:

$$[S] = 0,194 \text{ мм}$$

Наблюдения за характером разрушений сверл при испытаниях с осевой нагрузкой и при их скручивании показали, что получаемые в результате этих испытаний разрушения имеют существенно различные виды. Виды разрушений показаны на рисунке 1.

Данное обстоятельство может быть использовано для установления причин выхода из строя

свёрл при анализе списанного после эксплуатации инструмента.



*а)*  
*б)*  
Рис. 1. Характерные виды разрушений свёрл:  
*а* – при осевом нагружении; *б* – при скручивании

1. Забельян Д.М., Пухальский В.А. Оценка технического совершенства продукции / Избранные научные труды шестнадцатой Международной научно-практической конференции «Управление качеством», 14-15 марта 2017 года / ФГБОУ ВО Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет) – М.: МАИ, 2017, с.199-205.
2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. - 4-е изд., - М.: Машиностроение. 1985. 496 с.

## О ТЕОРИИ ПОЭТАПНОГО УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ МЕТАЛЛОВ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ

Э.Б.Завойчинская

МГУ им. М.В.Ломоносова, Москва, Россия; [elen@altomira.ru](mailto:elen@altomira.ru)

*Обсуждается феноменологическая модель, описывающая развитие процесса хрупкого усталостного разрушения металлов и сплавов поэтапно на микро-, мезо- и макроуровне при трехмерных пропорциональных нагружениях. Кривые усталости металлов строятся на основе предложенной системы определяющих соотношений для вероятности разрушения на каждом уровне.*

**Ключевые слова:** пропорциональное симметричное нагружение, хрупкие усталостные микро- и макротрещины, кривая усталости металла

Стадийный процесс усталостного разрушения связан с эволюцией структуры металла. Усталостное разрушение представляет собой многоуровневый и разномасштабный кинетический процесс и характеризуется обязательным прохождением стадий образования дефектов и полосовых субструктур, микротрещин, формированием коротких и макротрещин. При этом каждая стадия контролируется своими физическими механизмами и процесс разрушения происходит в результате взаимодействия объектов, имеющих разный масштабный уровень от атомного до мезо- и макроскопического. Случайные распределения по объему структурных характеристик делают процесс усталостного разрушения статистическим и возникает необходимость вероятностного подхода при его описании.

На основе анализа обширных экспериментально-теоретических исследований усталостного разрушения в металлах на микро-, мезо- и макроуровнях по физике твердого тела, материаловедению, механике деформируемого твердого тела сформулированы основные гипотезы предлагаемой модели [1-10] в областях многоциклового и гигациклового усталости при  $N_f = [5 \cdot 10^3, 5 \cdot 10^{10}]$  циклов и простых циклических нагружениях следующего вида,  $\tau \in [0, t]$ :

$$\sigma_{kk}(\tau) = \alpha_k \sigma_a f(\tau), \quad f(\tau) = \sin(\omega\tau + \theta), \quad k = 1, 2, 3, \quad (1)$$

$$\left| \sigma_{11} \right| \geq \left| \sigma_{22} \right| \geq \left| \sigma_{33} \right|, \quad \alpha_k = \frac{\sigma_{kk}}{\left| \sigma_{11} \right|}, \quad \alpha_0 = \frac{\sigma_0}{\sigma_{11}}, \quad \sigma_0 = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 \sigma_{kk},$$

где  $\sigma_a$  – амплитуда максимального главного напряжения,  $\omega$  – частота изменения напряжений,  $\alpha_k$  – отношения главных напряжений.

Процесс хрупкого усталостного разрушения рассматривается на шести масштабно-структурных уровнях. Вводится классификация наблюдаемых дефектов. Дефект  $i$ -го уровня характеризуется линейным размером  $l_i = l_i(\tau)$  и плотностью  $q_i = q_i(\tau)$  в представительном объеме  $V_c$  (в котором возможно зарождение начальной трещины механики разрушения). Предельное состояние дефекта

$i$ -го уровня определяется предельными линейным размером  $l_{f,i}$  и плотностью  $q_{f,i}$ .

Процесс усталостного разрушения рассматривается как стадийный процесс образования, развития и слияния поэтапно дефектов каждого уровня.

На  $i$ -том уровне вводится непрерывная возрастающая усредняющая функция  $l_i^* = l_i^*(\tau)$ ,  $\tau \in [0, t]$ , имеющая размерность длины:

$$l_i^*(\tau) = l_i(\tau) (q_i(\tau) V_c)^\gamma, \quad \gamma = const, \quad i = 1, \dots, 6.$$

Предельное состояние дефектов  $i$ -ого уровня и образование дефектов  $i+1$ -ого уровня характеризуется достижением функцией  $l_{i-1}^* = l_{i-1}^*(\tau)$  своего предельного значения  $l_{f,i-1}^*$  в момент времени

$$t_i = t_i(\sigma_a), \quad i = 1, \dots, 6.$$

Поврежденность на  $i$ -ом уровне  $\Omega_i = \Omega_i(\tau)$

$$\text{определяется в виде: } \Omega_i(\tau) = l_i^*(\tau) \left[ l_{f,i}^* \right]^{-1},$$

$0 \leq \Omega_i \leq 1$ ,  $i = 1, \dots, 6$ . Для каждого момента  $\tau$ ,

$\tau \in [0, t]$ , значения  $l_i^*$  и поврежденность  $\Omega_i$  являются случайными величинами. Отсюда возникает необходимость ввести функцию вероятности разрушения по дефектам  $i$ -го уровня (вероятности разрушения на  $i$ -ом уровне), которая является основной определяющей функцией предлагаемой математической модели усталостного разрушения.

Под вероятностью разрушения на  $i$ -ом уровне  $Q_i = Q_i(\tau)$ ,  $i = 1, \dots, 6$ , понимается вероятность события, при котором усредняющая функция  $i$ -го уровня  $l_i^* = l_i^*(\tau)$  достигает предельного значения  $l_{f,i}^*$  в момент времени  $\tau$  (дефекты  $i$ -го уровня – предельного состояния),  $\tau \in [0, t]$ . Строится система определяющих соотношений для функций

$$Q_i = Q_i(\tau), i = 1, \dots, 6.$$

По результатам известных исследований развитие усталостного разрушения зависит от вида напряженно-деформированного состояния. Построение модели для произвольного простого нагружения (1) базируется на характеристиках разрушения материалов  $(\sigma_i = \sigma_i(\alpha_2, N_i, \omega), l_{f,i}^*, \alpha_2 = 0, -1, 1, i = 1, \dots, 6,$

при трех базовых видах нагружения: одноосном симметричном нагружении:  $\alpha_1 = 0, \alpha_2 = \alpha_3 = 0,$  симметричном сдвиге:  $\alpha_1 = 0, \alpha_2 = -1, \alpha_3 = 0$  и двухосном равномерном нагружении:  $\alpha_1 = \alpha_2 = 1,$

$\alpha_3 = 0$  соответственно. Для их определения требуется большой объем опытов с обработкой шлифов методами анализа микроструктуры. В силу трудоемкости и недостаточности данных это в большинстве случаев не представляется возможным. Автором предложен метод построения базовых констант по данным стандартных усталостных испытаний.

Разрушения по дефектам мезоуровня рассматриваются как независимые события. Вводится функция вероятности разрушения  $Q = Q(\tau)$  по дефектам мезоуровня в виде:

$$Q(\tau) = \sum_{i=4}^6 \frac{Q_i(\tau)}{1 - Q_i(\tau)} \prod_{j=4}^6 (1 - Q_j(\tau)),$$

где функции  $Q_i = Q_i(\tau)$ , – вероятности разрушения по дефектам  $i$ -го мезоуровня,  $i = 4, 5, 6$ .

Кривая усталости металла по дефектам мезоуровня определяется уравнением:  $Q(t_f) = 1$ , из которого находится долговечность металла по дефектам мезоуровня  $t_f = t_f(\sigma_f)$  для произвольного процесса (1) ( $\sigma_f$  – амплитуда максимального главного напряжения при разрушении по дефектам мезоуровня).

Для рассматриваемого трехмерного процесса нагружения функция вероятности разрушения  $Q_i = Q_i(\sigma_a, n)$ ,  $0 \leq Q_i \leq 1$ ,  $i = 1, \dots, 6$ , по дефектам  $i$ -го уровня в зависимости от амплитуды максимального главного напряжения  $\sigma_a$  и числа циклов  $n$ , следуя методам МДТГ и в соответствии с теорией размерности и подобия, задаются в том же виде, что и для одноосного нагружения [7,8], при этом вводится следующая система определяющих функций  $(\sigma_i = \sigma_i(\alpha, \alpha_2, \alpha_3, \omega), N_i)$ ,  $i = 1, \dots, 6$  ( $\alpha_1 = 1$ ):

$$\sigma_i = \sigma_i(N_i, \omega) \tilde{\sigma}_i(\alpha_2, \alpha_3, \tilde{\eta}_i, \hat{\eta}_i)$$

$$\text{где } \tilde{\eta}_i = \frac{\sigma_i(N_i, \omega)}{\sigma_i(\alpha_2 = -1, N_i, \omega)}, \quad \hat{\eta}_i = \frac{\sigma_i(N_i, \omega)}{\sigma_i(\alpha_2 = 1, N_i, \omega)}$$

для хрупких материалов

$$\tilde{\sigma}_i = [6 - \tilde{\eta}_i - \alpha_2(2\tilde{\eta}_i - 6) + \alpha_0(3\tilde{\eta}_i - 15)]^{-1}, \quad -1 \leq \alpha_2 \leq 0$$

$$\tilde{\sigma}_i = [1 + \alpha_2(\hat{\eta}_i - 1) - \alpha_3(\hat{\eta}_i - 1)]^{-1}, \quad 0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 \geq 0$$

$$\tilde{\sigma}_i = [6 - \tilde{\eta}_i - \alpha_3(2\tilde{\eta}_i - 6) + \alpha_0(3\tilde{\eta}_i - 15)]^{-1}; \quad 0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 < 0$$

для пластичных материалов

$$\tilde{\sigma}_i = [3\alpha_0(1 + \alpha_2) + \frac{1}{2}\tilde{\eta}_i^2(1 - \alpha_2 - 3\alpha_0)]^{-1/2}, \quad -1 \leq \alpha_2 \leq 0$$

$$\tilde{\sigma}_i = [3\alpha_0(1 + \alpha_3) + \frac{1}{2}\tilde{\eta}_i^2(1 - \alpha_3 - 3\alpha_0)]^{-1/2}, \quad 0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 \geq 0$$

$$\tilde{\sigma}_i = [3\alpha_0(1 + \alpha_3) + \frac{1}{2}\tilde{\eta}_i^2(1 - \alpha_3 - 3\alpha_0)]^{-1/2}, \quad 0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 < 0$$

Здесь обозначено:  $\sigma_i(\alpha_2 = 0, N_i, \omega) \equiv \sigma_i(N_i, \omega)$ .

Для дефектов первых трех уровней принимаются такие выражения ( $i = 1, 2, 3$ ):

$$\tilde{\eta}_i = \frac{1}{3}(\tilde{\eta}_4(i-1) + 4 - i), \quad \hat{\eta}_i = \frac{1}{3}(\hat{\eta}_4(i-1) + 4 - i)$$

Выбор выражений для функций  $\sigma_i(\alpha_2, \alpha_3, \tilde{\eta}_i, \hat{\eta}_i)$

обеспечивается проведенным сравнением предсказаний циклической прочности по предлагаемой модели с известными современными критериями и представительным объемом экспериментальных данных. Так, для симметричного одноосного нагружения с кручением ( $-1 \leq \alpha_2 \leq 0, \alpha_3 = 0$ ) выражения

преобразуются к виду:  $\tilde{\sigma}_i = [1 - \alpha_2(\eta_i - 1)]^{-1}$ , и

совпадают с известными критериями МакДиармида, Матаке, Финдли, Данг Вана, Зеннера Ли, Пападопулоса, Кенмена, Завойчинского [18] и имеет удовлетворительное соответствие следствиям подходов Сайнса, Кросслэнда, Какуно, Кавады, Деперо для большого класса материалов, имеющих широкое экспериментальное обоснование. Для двухосных нагружений ( $0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 = 0$ ) следствием является выражение вида:

$\tilde{\sigma}_{1,i} = [1 + \alpha_2(\hat{\eta}_i - 1)]^{-1}$ , и

совпадает с уравнениями МакДиармида, Данг Вана. Для симметричного одноосного нагружения с кручением ( $-1 \leq \alpha_2 \leq 0, \alpha_3 = 0$ ) следствием является

выражение:  $\tilde{\sigma}_i = [(1 + \alpha_2)^2 - \alpha_2 \eta_i^2]^{-1/2}$ , и совпа-

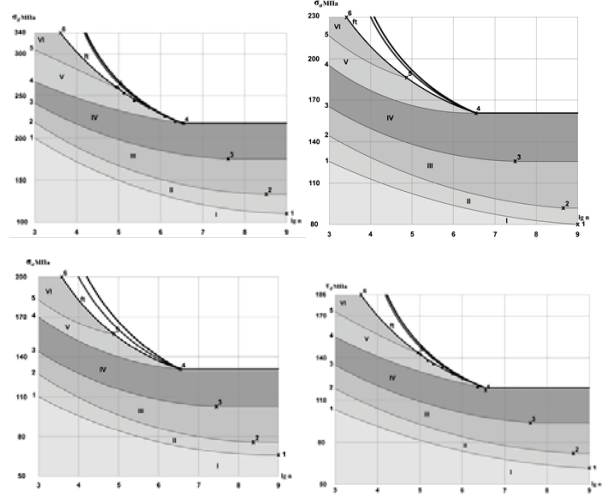
дает с критериями Гафа, Полларда, Ли и имеет удовлетворительное соответствие следствиям подходов Карпинтери, Спаньоли и др. Для двухосных нагружений ( $0 \leq \alpha_2 \leq 1, \alpha_3 = 0$ ) следствия соотношения

$$\bar{\sigma}_i = \left[ (1 - \alpha_2)^2 + \alpha_2 \hat{n}_i^2 \right]^{-1/2},$$

удовлетворительно соответствуют следствиям подходов Гафа, Завойчинского и др. [24].

В качестве примера расчета по предлагаемой модели на рис.1 представлены результаты для конструкционной стали при одноосном нагружении с кручением в зависимости от отношения амплитуд  $\alpha_2$ . Рассматриваемая сталь относится к пластичным

материалам, при  $N_f = [5 \cdot 10^3, 10^5]$  циклов на поверхности излома наблюдаются как зоны сдвигового характера разрушения, так и зоны хрупкого разрушения, при построении кривой усталости необходимо привлекать критерии развития вязкого разрушения. По известным данным для этой стали [19] на-



**Рис.1.Области и границы начала развития дефектов каждого уровня и кривые усталости в координатах  $(\sigma_a, \lg n)$  при  $\alpha_2 = 0, \alpha_2 = -0.4, \alpha_2 = -0.8, \alpha_2 = -1$**

ходятся определяющие функции, подставляются в определяющие соотношения и строятся области развития дефектов каждого уровня и границы начала образования дефектов каждого уровня (представлены на рис.1). Также изображены расчетные кривые усталости по дефектам мезоуровня в зависимости от  $\alpha_2$ , они располагаются левее. Правее представлены известные кривые усталости по полному разрушению Гафа, Полларда, Ли и Карпинтери, Спаньоли. Опытные данные [19] по разрушению по дефектам четвертого и пятого уровней при  $N_f = [10^5, 5 \cdot 10^6]$  циклов, где разрушение носит, в основном, хрупкий характер, хорошо описываются по предложенной модели.

Проведен анализ экспериментальных данных по развитию трещин в представительном ряде конструкционных сталей: углеродистых, аустенит-

но-мартенситных, коррозионно-стойких, нержавеющих, легированных, трубных сталей; чугунов; металлов: молибдена, никеля, свинца, титана и др.; никелевых, магниевых, алюминиевых, титановых сплавов при различных процессах пропорционального нагружения: одноосном нагружении; сдвиге; двухосных нагружениях и одноосных нагружениях с кручением с различными отношениями амплитуд.

- 1.Завойчинская Э.Б. К проблеме микроразрушения металлов при циклических нагрузках// Проблемы машиностроения и надежности машин, № 1, 2010. с. 43-52.
- 2.Завойчинский Б.И., Завойчинская Э.Б. Физическая механика микро- и макроразрушения сталей и сплавов при циклическом нагружении//Приложение к журналу «Справочник. Инженерный журнал», 8(173), 2011. 32 с.
3. Завойчинская Э.Б. Процесс микроразрушения металлов при сложном напряженном состоянии //Механика машин, механизмов и материалов, № 3(16), 2011. с.34-37.
4. Завойчинский Б.И., Завойчинская Э.Б. Микромеханика разрушения металлов при сложном напряженном состоянии // Проблемы машиностроения и надежности машин, № 2, 2011. с. 31-39.
5. Завойчинская Э.Б.Микро- и макромеханика разрушения элементов конструкций//Механика твердого тела, № 3, 2012.с. 54-77.
6. Завойчинская Э.Б.Развитие микро- и макротрещин в металлах и сплавах//Научные труды IV-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». М. Издательский дом «Спектр», 2015. 274 с. с. 104–107.
7. Завойчинская Э.Б. О теории поэтапного накопления усталостных повреждений в металлах при пропорциональном циклическом нагружении// Изв.МГТУ МАМИ. Естественные науки, т.4, № 2(24), 2015, с. 68-75.
8. Завойчинская Э.Б. Развитие микро- и макротрещин в металлах и сплавах при пропорциональном циклическом нагружении //Проблемы машиностроения и автоматизации,№1.2016.с. 98–108.
9. Завойчинская Э.Б. О критерии поэтапного усталостного разрушения металлов на различных масштабно-структурных уровнях при одноосном нагружении с несимметричным циклом// Научные труды Международной конференции «Живучость и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ-2016) (Москва, 26-28 окт.2016 г). М. Изд-во ИМАШ РАН, 2016. 277 с. с. 67-70.
10. Завойчинская Э.Б. О критерии усталостного разрушения металлов на различных масштабно-структурных уровнях при одноосном нагружении с несимметричным циклом// Материалы XXIII Международного симпозиума "Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред" им. А. Г. Горшкова. Т. 2. М.: ООО «ТРП»,2017. Т.2. с. 119-127.
11. Ботвина Л.Р. Разрушение. Кинетика, механизмы, общие закономерности. М.: Наука, 2008. 334с.
12. Иванова В.С., Терентьев В.Ф. Природа усталости металлов.М. Металлургия, 1975. 456с.
- 13.Клевцов Г.В., Ботвина Л.Р., Клевцова Н.А., Лимарь Л.В. Фрактодиагностика разрушения металлических материалов и конструкций. М.: МИСиС,2007. 264 с.
- 14.Терентьев В.Ф., Кораблева С.А.Усталость металлов. М.: Наука, 2015. 480 с.
15. Miller K.J., de Los Rios E.R. The Behaviour of Short Fatigue Cracks. John Wiley&Sons Inc., 2005. 560 p.
16. Пестриков В.М., Морозов Е.М. Механика разрушения. СПб: "Профессия" 2012.552 с.
17. Махутов Н.А. Сопrotивление элементов конструкций хрупкому разрушению. М.: Машиностроение. 1973. 201 с.
18. Завойчинский Б.И. Долговечность магистральных и технологических трубопроводов (теория, методы расчета, проектирование). М.: Недра. 1992. 271 с.
19. Прочность материалов и конструкций//Трошенко В.Т.и др. Киев: Академперіодика, 2005. 1088с.

## УСКОРЕНИЕ ВНЕДРЕНИЯ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ НА ОСНОВЕ СИНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОДХОДА

Р.И. Зайнетдинов<sup>1</sup>, И.В. Гадолина<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Независимый исследователь, Москва, Россия; [zri7755@gmail.com](mailto:zri7755@gmail.com)

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

В докладе предложена синергетическая модель и рассматриваются возможности ускорения процесса внедрения инновационных технологий путём управления потоками, входящими в инновационную систему.

**Ключевые слова:** инновационная технология, точка бифуркации, синергетика, энтропия.

В докладах [1,2] на предыдущих конференциях «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» 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 задержки  $\Delta T$  технологического замещения парусными судами на Трансатлантических линиях в период с 1845 до 1870-х гг. [3]. Это известный, но далеко не единственный пример серьезной задержки внедрения инновационных технологий в связи с сильным сопротивлением замещаемой технологии. В этой связи актуальным представляется анализ возможностей и путей ускорения процесса внедрения инновационных технологий.



Рис. 1. Сценарий «Парусник»: задержка  $\Delta T$  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 синергетике, выявлении точек бифуркации и аттракторов технологического развития. Технологические системы в процессе своего обновления развиваются как открытые диссипативные устойчиво неравновесные системы, спо-

собные к самоорганизации [4]. 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 этот 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 [5]. 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 [6].

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 [7]:

$$H = -\sum_{j=0}^1 P_j(t) \log_2 P_j(t)$$

Аналитическая зависимость для описания динамики потока информационной энтропии  $H(t)$  во времени  $t$  получена нами в виде [8]:

$$H(t) = -\frac{\alpha}{1+\alpha} \frac{1}{\ln 2} \left\{ \frac{1+\alpha e^{-\beta t}}{\alpha} \ln \left[ \frac{1}{1+\alpha} (1+\alpha e^{-\beta t}) \right] + (1-e^{-\beta t}) \ln \left[ \frac{\alpha}{1+\alpha} (1-e^{-\beta t}) \right] \right\}$$

где  $\alpha = \nu/\mu$  - параметр режима существования обновляемой системы;  $\nu, \mu$  - 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 [6,8].-

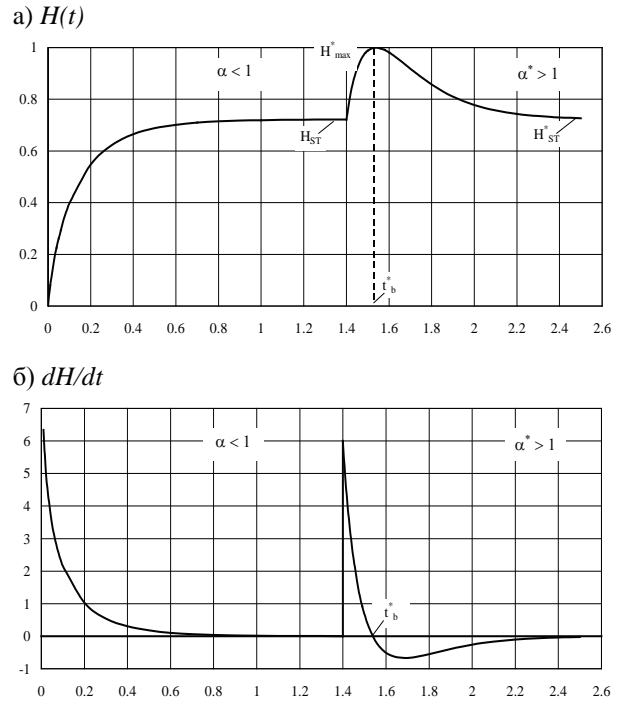


Рис. 2. Динамика изменения потока информационной энтропии  $H(t)$  (а) и его скорости  $dH/dt$  (б) в случае инновации системы ( $\alpha < 1$ ;  $\alpha^* > 1$ )

Точка  $t^*_b$ , являющаяся стохастическим аналогом точки бифуркации, ассоциируется с процессом самоорганизации, 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 [6,8] 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.

Выявлена 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  $\alpha$  режима существования обновляемой системы от изменения параметров (среднего значения  $X$  и среднеквадратического

отклонения  $S_x$ ) нормального (Гауссовского) случайного процесса на входе обновляемой системы.

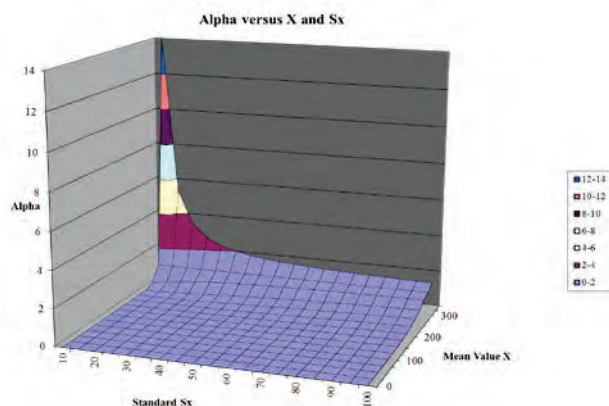


Рис.3. Изменение параметра  $\alpha$  режима существования обновляемой системы в зависимости от среднего значения  $X$  и стандарта  $S_x$  случайного процесса (потока) на входе инновационной системы

При целенаправленном изменении параметров входных потоков (материального, энергетического и информационного), в качестве которых 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 [9]. Под аттрактором понимается относительно устойчивое состояние обновляемой системы, притягивающее к себе

множество траекторий технологического развития, потенциально возможных после прохождения системой точки бифуркации.

## Выводы.

Полученные математические выражения позволяют прогнозировать момент наступления критического состояния обновляемой системы в точке бифуркации и своевременно принять меры по повышению адаптационной способности системы и ускорению её приспособления к новым условиям существования. На этой основе предлагается метод ускорения процесса внедрения инновационных технологий путем рационального управления потоками, входящими в обновляемую систему. Рекомендуется практическая апробация метода.

1. Зайнетдинов Р.И., Гадolina 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. Rosenberg, N. On technological expectations. *The Economic Journal*. 1976. V.86 (34). P. 523-535.
4. 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.*
5. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. – М.: Иностранная литература, 1960. – 128 с.
6. Zainetdinov, R. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // *Paradigms of Complexity. Fractals and Structures in the Science / Singapore: World Scientific, 2000. Pp. 229 - 242.*
7. Николис Г., Пригожин И. Познание сложного. – М.: Мир, 1990. – 344 с.
8. 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.*
9. Синергетика инноваций / О.С.Сухарев, С.В.Шманёв, А.М.Курьянов. – М.: Финансы и статистика; ИНФРА-М, 2011. – 368 с.



## ИССЛЕДОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ДОПУСКОВ К РАЗМЕРАМ ДЕТАЛЕЙ ОЗОНАТОРА КОРОННОГО РАЗРЯДА

В.В. Зуев, Е.В. Преображенская

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

В докладе рассмотрено влияние конструктивных характеристик деталей газоразрядной камеры на процесс генерирования озона. Обоснованы допуски на размеры деталей газоразрядной камеры озонатора.

**Ключевые слова:** озонатор, разрядная камера, газовый разряд

Генерирование озона осуществляется в газоразрядной камере высокого напряжения под действием электрического поля коронного разряда. Электросинтез озона имеет сложный характер и зависит от многих факторов, а именно: конструктивных, электрических параметров озонатора и условий его эксплуатации.

Проектирование производства озонаторного оборудования необходимо осуществлять в следующей последовательности:

- а) формулирование служебного назначения;
- б) проектирование газоразрядной камеры;

- в) построение алгоритма проектирования конструкции газоразрядной камеры озонатора;
- г) проектирование производства по выпуску озонатора.

Основная часть, выполнения требований служебного назначения осуществляется в газоразрядной камере озонатора, которая представлена на рис. 1. Проектирование газоразрядной камеры озонатора необходимо начинать с выбора вида и формы связей ее исполнительных поверхностей.

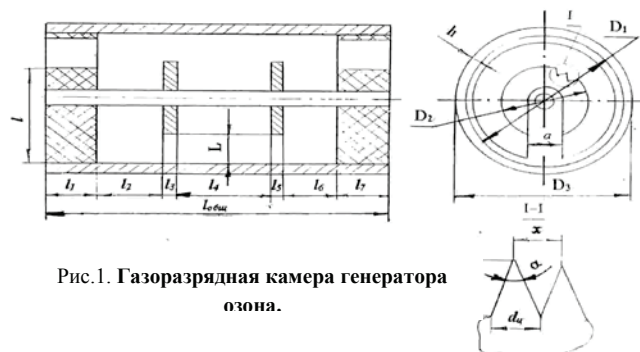


Рис.1. Газоразрядная камера генератора озона.

На данном этапе решаются следующие вопросы: 1) выбор геометрии всей сборочной единицы (газоразрядной камеры); 2) выбор материала деталей; 3) геометрия комплектующих деталей; 4) выбор относительного расположения деталей; 5) осуществление согласования электрических и конструктивных параметров

Функциональная зависимость (1), которая является исходной при переходе от служебного назначения генератора озона к размерным связям его исполнительных поверхностей:

$$C = f(\alpha, H, L, d_{\text{ц}}, x, n, P, U_{\text{к}}), \quad (1)$$

где  $C$  - концентрация генерируемого озона;  $\alpha$  — угол конусности острия коронирующей иглы;  $H$  — длина коронирующей иглы;  $L$  — межэлектродное расстояние;  $d_{\text{ц}}$  — диаметр цилиндрической части иглы;  $x$  — расстояние между иглами;  $n$  — количество игл по окружности или в линейном направлении;  $P$  — мощ-

ность электрического разряда;  $U_{\text{к}}$  — начальное напряжение коронного разряда.

Определение допусков на размеры деталей газоразрядной камеры, с целью получения требуемой концентрации озона, должны определяться из уравнения размерной цепи, замыкающим звеном которого является межэлектродное расстояние. Номинальное значение последнего определяется исходя из требуемой производительности по прокачиваемому воздуху с обеспечением требуемой концентрации озона. Допуск замыкающего звена назначается из условия нахождения разряда в пределах ток насыщения  $I_{\text{н}}$  вольт-амперной характеристики.

1. Ксенз Н.В. Оптимизация коронных озонаторов/ в сб. Разработка и использование средств электромеханизации в животноводстве – Зеленоград. 1987. с. 117-125
2. Зуев В.В. Конструктивные параметры электродов для получения озона/ в сб. Фундаментальные основы создания наукоемких и высокотехнологичных приборов, Москва-Сергиев-Посад. 1997. с. 64-66.

## ТЕХНОЛОГИЯ ОЧИСТКИ ОТРАБОТАННОГО ВОЗДУХА НА ПРОИЗВОДСТВЕ

Зуев В.В. Страмцова Е.С.

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

В докладе предложено озонирование, как метод уничтожения запахов выбрасываемых в атмосферу. Проведенные испытания на различных производствах подтвердили перспективность предложенного метода.

**Ключевые слова:** озонатор, озонирование, экология, производств.

Одной из составляющих производственных процессов пищевых и химических производств является экологичность выбросов отработанного воздуха в окружающую среду.

Зачастую безошибочно можно определить местонахождение такого производства, как мясо-рыбокопчения, мясокостной муки, кондитерской фабрики, производства бытовой химии. Указанных производств объединяет насыщенные за-

пахи, выбрасываемые в атмосферу. Одним из способов утилизации специфичных производственных запахов является озонирование.

Как известно озон – активное вещество, обладающее высокими окислительными способностями. Эти свойства позволяют нейтрализовать пахучие вещества и обеспечить экологически чистый выброс отработанного воздуха в атмосферу.

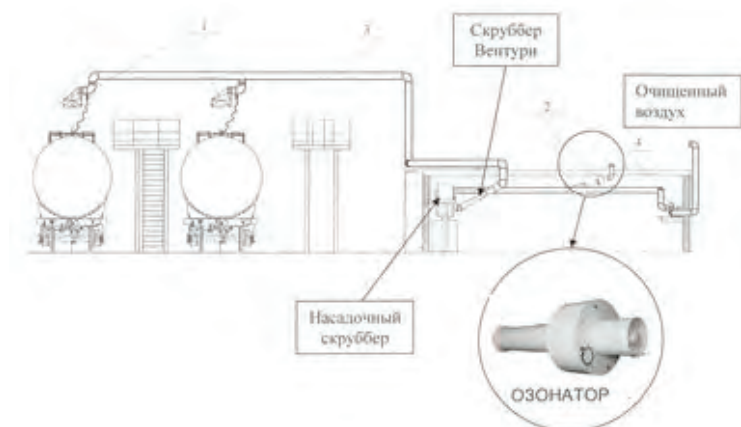


Рисунок. Схема внедрения генератора озона в вытяжную вентиляционную систему предприятия.

собой реактор, где озон перемешивается с отработанным воздухом.

Поэтому чем больше это протяженность, тем эффективнее работа озона. На выходе из вент. канала необходимо достичь такого эффекта при котором уничтожается и запах отработанного воздуха и запах озона.

Эффективность, предложенной технологии апробирована озонаторами ОПВ-100.03 на таких предприятиях, как: ОАО «Нэфис-Косметикс» г. Казань, Мясокомбинат "Невская Трапеза" г. Санкт-Петербург, ТОО «Аксайский комбинат хлебопродуктов» г. Аксай, Казахстан, «Вентспилсский рыбоконсервный комбинат», Латвия и др. предприятиях.

Проводимые испытания показали, что внутри самого озонатора, протекают процессы,

способствующие разрушению деталей для газоразрядной камеры генератора озонатора. Не все используемые в приборе материалы, способны выдерживать промышленной эксплуатации. К таким материалам относятся конструкционные стали, резина и некоторые другие.

Принимая во внимание, наличие спроса на промышленные генераторы озона необходимо изучить следующие вопросы:

1. провести исследования и сформулировать рекомендации по выбору материалов деталей для газоразрядной камеры генератора озонатора;

2. исследовать качество воздуха для получения озона на работоспособность газоразрядной камеры генератора озона;

3. Разработать методику по уничтожению запаха в воздухе, выбрасываемого в атмосферу различными производствами, озоном.

Полученные результаты позволят более эффективно применять метод озонирования для уничтожения запаха в утилизированном воздухе, а производителям озонаторного оборудования повысить не только работоспособность своей продукции, но и аргументирован-

но мотивировать необходимость применения их оборудования.

1. Зуев В.В. Озоновые технологии. Пищевое оборудование России №12-1 2006. – М.: 2006. – 1 полоса
2. Зуев В.В. Коньков М.П. «Обработка озоном сыпучих продуктов на зерноперерабатывающих предприятиях»/ В сб. «Всероссийский смотр изобретателей и рационализаторов в мукомольно-крупяной промышленности». «Международная промышленная академия», 2008.

## МЕТОДИКА РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

А.Р. Ибрагимов<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Рассматриваются примеры аналитических расчетов энергосиловых параметров для схем изотермической раскатки в состоянии сверхпластичности с одним роликом и с двумя роликами цилиндрических и конических заготовок деталей газотурбинных двигателей.

**Ключевые слова:** энергосиловые параметры изотермическая раскатки деталей газотурбинных двигателей.

### Цель

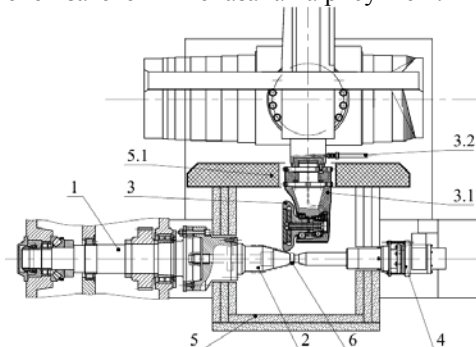
Представление существующих аналитических методик расчета энергосиловых параметров раскатки для упрощенного инженерного расчета.

### Введение

Рассматриваются примеры расчетов энергосиловых параметров для схем раскатки с одним роликом и с двумя роликами. В схеме с одним роликом представлена раскатка полых деталей цилиндрической и конической формы. Раскатка с одним роликом производится «холостым» роликом (ролик не имеет привода вращения). Первая схема является распространенной для станов ротационной вытяжки. Второй случай схема раскатки двумя приводными роликами. Вторая схема рассматривается на примере поперечной прокатки полых цилиндрических деталей. При этом реализуется преимущество оппозитного размещения роликов, позволяющее развить большие усилия раскатки, чем в первой схеме (с одним роликом). Оппозитное размещение роликов компенсирует действие радиальных сил раскатки на шпиндель заготовки.

### Раскатка с одним роликом

Стан для раскатки полых деталей в режиме сверхпластичности, оснащенный печью для поддержания заданной температуры раскатки показан на рисунке 1. Схема раскатки вала из листовой заготовки показана на рисунке 2.



Основные узлы стана: 1 – шпиндель; 2 – оправка; 3 – раскатной ролик с кожухом 3.1 и подводом сжатого воздуха для охлаждения 3.2; 4 – задняя бабка; 5 – камера нагрева рабочая с подвижной частью 5.1; 6 – заготовка.

Рис. 1. Схема стана раскатки

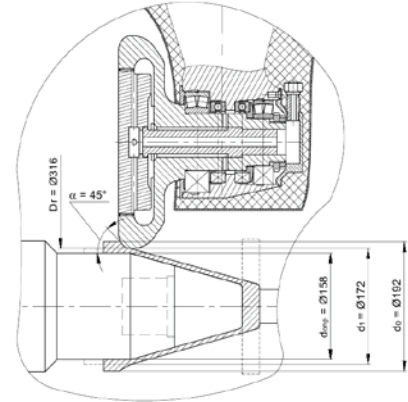


Рис. 2. Схема раскатки цилиндрического участка

Общая сила раскатки (1):

$$P_x = \sqrt{P_y^2 + P_z^2 + P_x^2}. \quad (1)$$

Сила радиальная (2)

$$P_y = p_{cp} A_K. \quad (2)$$

Сила окружная (3)

$$P_z = P_y \frac{0,5 b_c}{0,5 D_r - \Delta t}. \quad (3)$$

Сила осевая (4)

$$P_x = \sqrt{P_y^2 + P_z^2} \operatorname{tg}(\alpha). \quad (4)$$

Где для схемы раскатки цилиндрической части давление металла на инструмент (5)

$$p_{cp} = 0,58 \sigma_{ТП} \left[ 2 \left( 0,1 + \frac{\operatorname{tg}(\alpha')}{6} \right) + 0,15 \left( \frac{1}{\sin(\alpha')} + \frac{0,5}{\operatorname{tg}(\alpha')} \right) + \frac{\operatorname{tg}(\alpha')}{\ln\left(\frac{t_0}{t_1}\right)} + \frac{\Delta t}{t_0 b_c \ln\left(\frac{t_0}{t_1}\right)} \left( \sqrt{t_0^2 + 0,25 L_K^2} + \frac{0,25 L_K^2}{t_0} \ln\left(\frac{t_0 + \sqrt{t_0^2 + 0,25 L_K^2}}{0,25 L_K}\right) \right) \right], \quad (5)$$

давление металла на инструмент (6)

$$\alpha' = \operatorname{arctg} \left( \frac{\Delta t}{L_K + m_1 \mu_s} \right), \quad (6)$$

$\sigma_{ТП}$  - напряжение текучести в состоянии сверхпластичности,

$t_0$  - толщина стенки заготовки,

$t_1$  - толщина стенки после раскатки,

$\Delta t$  - обжатие,

ширина контакта средняя (7)

$$b_c = 0,5(b_1 + b_2), \quad (7)$$

ширина контакта при входе в очаг и выходе из очага деформации (8, 9) :

$$b_1 = \sqrt{R_{\text{ПР}} \cdot m_1 \cdot \text{tg}(\alpha)}, \quad (8)$$

$$b_2 = \sqrt{R_{\text{ПР}} \cdot m_1 \cdot \mu_S \cdot \text{tg}(\alpha)}, \quad (9)$$

приведенный радиус раскатки (10)

$$R_{\text{ПР}} = \frac{D_r \cdot d_0}{D_r + d_0}, \quad (10)$$

$D_r$  – диаметр ролика,

$m_1$  - величина осевой подачи за один оборот,

$\alpha$ - угол конуса ролика,

$d_0$  - диаметр полый заготовки,

$d_1$  - диаметр после раскатки наружный,

вытяжка при раскатке (11)

$$\mu_S = \frac{d_0^2 - (d_0 - 2t_0)^2}{d_1^2 - (d_1 - 2t_1)^2}, \quad (11)$$

длина наклонного участка (12)

$$L_K = \frac{d_0 + d_1}{2 \text{tg}(\alpha)}, \quad (12)$$

площадь контакта (13)

$$A_K = 0,5 [m_1 b_1 + (b_1 + b_2) (L_K - m_1) + b_2 m_1 \mu_S]. \quad (13)$$

Крутящий момент на шпинделе (14)

$$M_{\text{ШП}} = \frac{a_{\text{Ш}}}{1000} \sqrt{P_y^2 + P_z^2}. \quad (14)$$

Где, плечо действия силы раскатки относительно оси вращения шпинделя (15)

$$a_{\text{Ш}} = \frac{D_r + d_1}{2 D_r} b_c. \quad (15)$$

Раскатка конической части вала из листовой заготовки показана на рисунке 3.

Сила деформации (16)

$$P = k \sigma_{\text{ПР}} A_K. \quad (16)$$

Где для схемы раскатки конической части коэффициент напряженного состояния  $k=3,5..4,5$ , площадь контакта конической части (17)

$$A_K = \frac{1}{2} \pi \frac{l_1 b_1}{2}, \quad (17)$$

длины хорд контакта ролика (18, 19)

$$l_1 = D_r \sqrt{1 - \left(\frac{0,5 D_r - s_1}{0,5 D_r}\right)^2}, \quad (18)$$

$$b_1 = 2 R_r \sqrt{1 - \left(\frac{0,5 D_r - s_1}{0,5 D_r}\right)^2}, \quad (19)$$

величина подачи за оборот (20)

$$S_1 = t_0 \left( e^{\frac{2\pi \xi_0}{\omega_B}} - 1 \right) \quad (20)$$

$R_r$  – радиус галтели ролика,

$\xi_0$  – скорость деформации,

$\omega_B$  – угловая скорость заготовки.

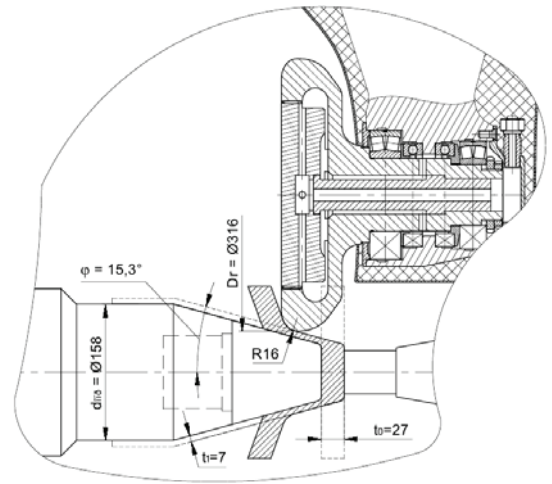


Рис. 3. Схема раскатки конического участка

Система уравнений составляющих сил раскатки (21)

$$P^2 = \frac{P_x^2}{\sin(\varphi)^2} + \frac{P_x^2}{\cos\left(\text{arctg}\left(\frac{2 \cdot S_1}{l_1}\right)\right)^2} + P_y^2 + P_z^2$$

$$P^2 = \frac{P_y^2}{\cos(\varphi)^2} + \frac{P_z^2}{\sin\left(\text{arctg}\left(\frac{2 \cdot S_1}{l_1}\right)\right)^2} + P_y^2 + P_z^2$$

$$P^2 = \frac{P_x^2}{\sin(\varphi)^2} + \frac{P_z^2}{\sin\left(\text{arctg}\left(\frac{2 \cdot S_1}{l_1}\right)\right)^2} + P_y^2 + P_z^2 \quad (21)$$

Постоянные системы уравнений (22 - 27)

$$as = \sin(\varphi)^2, \quad (22)$$

$$ac = \cos(\varphi)^2, \quad (23)$$

$$ct = \cos\left(\text{arctg}\left(\frac{2 \cdot S_1}{l_1}\right)\right)^2, \quad (24)$$

$$AA = \frac{ct}{(ct + as) \cdot (1 + ac)} + \frac{ac}{1 + ac} - 1, \quad (25)$$

$$st = \sin\left(\text{arctg}\left(\frac{2 \cdot S_1}{l_1}\right)\right)^2, \quad (26)$$

$$AZ = \frac{ac \cdot (st + 1)}{as \cdot st \cdot (1 + ac)} - \frac{1}{as} + \frac{1 + st}{st} - \frac{ac}{1 + ac} \cdot \frac{st + 1}{st}, \quad (27)$$

Составляющие силы раскатки: окружного направления (28)

$$P_Z = \sqrt{\frac{AA}{-AZ}}, \quad (28)$$

окружного направления (29)

$$P_y = \sqrt{P^2 \frac{ac}{1+ac} - P_z^2 \frac{ac}{1+ac} \frac{st+1}{st}}, \quad (29)$$

продольного направления (30)

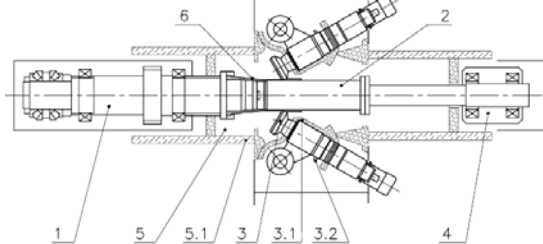
$$P_x = \sqrt{P^2 \frac{1}{1+ac} \frac{as \cdot ct}{(ct+as)} + P_z^2 \left( \frac{ac}{1+ac} \frac{st+1}{st} - 1 \right)}. \quad (30)$$

Момент раскатки с учетом холостых роликов (привод вращения имеет только шпиндель) для радиуса заготовки  $R_i$  (31)

$$M_{\text{шп}} = \frac{2 \cdot R_i + D_r}{2 \cdot R_i} \cdot \frac{b_1}{2} \cdot \sqrt{P_y^2 + P_z^2} \quad (31)$$

### Раскатка с двумя роликами

Для реализации технологического процесса раскатки двумя оппозитными роликами тонкостенных полых деталей в условиях сверхпластичности рассматривается схема оборудования, представленная на рисунке 4.



Основные узлы стана: 1 – шпиндель; 2 – оправка; 3 – узел раскатного ролика с кожухом 3.1 и подводом сжатого воздуха для охлаждения 3.2; 4 – задняя бабка; 5 – печь с подвижной частью 5.1; 6 – заготовка.

Рис. 4. Схема установки для раскатки двумя приводными роликами полых заготовок в режиме сверхпластичности

Для раскатки в состоянии сверхпластичности максимальная величина подачи  $S_1$  деформирующего инструмента (роликов) вдоль оси вращения заготовки за один оборот заготовки определяется соотношением (20). Радиальная сила – (2). Схема раскатки, при которой процесс раскатки обеспечивается и роликами и шпинделем представлена на рисунке 5. При этом крутящие моменты передаются как шпинделем, так и раскатными роликами.

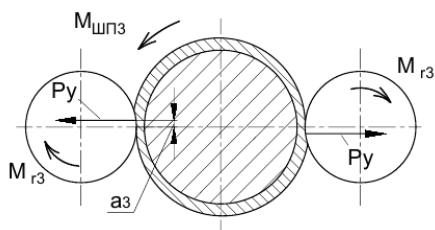


Рис. 5. Схема раскатки для условия 3

Сила осевая (32)

$$P_{x3} = P_y \cdot \operatorname{tg}(\alpha). \quad (32)$$

Общая сила раскатки (33)

$$P_3 = \sqrt{P_y^2 + P_{x3}^2}. \quad (33)$$

Крутящий момент на каждом ролике (34)

$$M_{r3} = 0,5 b_c P_y. \quad (34)$$

Крутящий момент на шпинделе (35)

$$M_{\text{шп}3} = 2 M_{r3}. \quad (35)$$

### Кинематические параметры раскатки

Для рассматриваемого случая раскатки определяются кинематические параметры процесса раскатки:

Скорость вращения ролика (36)

$$\omega_r = \omega_1 \frac{0,5 d_1 + \theta_1}{0,5 D_r - \theta_1}. \quad (36)$$

Где:

высота от поверхности детали до точки совпадения линейных скоростей на ролике и заготовке (37)

$$\theta_1 = \frac{\Delta t}{2} \left( 1 - \frac{\Delta t}{t_0} \right). \quad (37)$$

Скорость осевой подачи ролика (38)

$$v_x = m_0 \cdot n_1. \quad (38)$$

Где  $n_1$  – частота вращения заготовки.

Скорость радиальной подачи ролика (39)

$$v_y = m_1 \cdot n_1. \quad (39)$$

### Мощность механической системы стана

Для рассматриваемого случая раскатки затрачиваемая мощность приводов механизмов составляет (40)

$$N_{\text{мех}} = N_{\text{шп}} + 2 N_r + 2 N_{vr} \quad (40)$$

Где:

мощность вращения шпинделя (41)

$$N_{\text{шп}} = M_{\text{шп}3} \cdot \omega_1 / \eta_1, \quad (41)$$

мощность вращения роликов (42)

$$N_r = M_{r3} \cdot \omega_r / \eta_1, \quad (42)$$

мощность перемещения роликов (43)

$$N_{vr} = (P_y \cdot v_y + P_{x1} \cdot v_x) / 60 / \eta_2, \quad (43)$$

$\eta_1, \eta_2$  – соответственно к.п.д приводов вращения шпинделя и роликов, механизмов линейного перемещения инструмента.

1. Научные основы технологии получения и обработки наноструктурированных металлов и сплавов. Утяшев Ф.З., Мухтаров Ш.Х., Сухоруков Р.Ю. Письма о материалах. 2015. Т. 5. № 2 (18). С. 215-219.
2. Особенности процесса раскатки вала газотурбинного двигателя в условиях сверхпластичности. Утяшев Ф.З., Сухоруков Р.Ю., Самаруков Г.В., Нагимов М.И. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 1. С. 74-80.
3. Определение силовых параметров процесса изотермической раскатки ответственных деталей газотурбинных двигателей. Р.Ю.Сухоруков, А.А.Сидоров, Ф.З.Утяшев, А.Р.Ибрагимов. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. №1. С. 116-122.

## ПОВЫШЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЦИКЛОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Я.В. Калинин

Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия; [jkv83@mail.ru](mailto:jkv83@mail.ru)

Ставится задача о выборе оптимального режима движения циклового механизма на основе комплексного критерия оптимальности, учитывающего энергетические и динамические показатели. Поставленная задача решается на основе формирования критерия оптимизации в форме функционала, состоящего из введенных показателей.

**Ключевые слова:** энергетическая эффективность, цикловой механизм, вариационная задача, комплексный функционал качества

### Цель

Эффективность механизмов может оцениваться по многим критериям. В частности, среди них могут быть: энергоэффективность, которая может оцениваться уровнем тепловых потерь в исполнительных двигателях [1] и потерями на преодоление сил трения в сочленениях; минимальная мощность двигателей [2]; динамические нагрузки, оцениваемые силами и моментами сил инерции, действующими как на отдельные звенья механизма, так и на неподвижное основание (стойку) [3]; надёжность, оцениваемая, в частности, числом звеньев механизма и количеством сочленений. Возможен учет и других критериев. Однако комплексная оценка эффективности, учитывающая многообразие показателей, как правило, применяется редко, в первую очередь, в силу своей сложности. Основная причина – трудность сопоставления отдельных, часто физически неоднородных, свойств механизма. Например, известны различные типы механизмов шагающих движителей [4, 5], однако оценки этих механизмов производятся или по количеству звеньев [6], или по энергоэффективности [7, 8], редко учитываются два и более показателей [9, 10].

Увязать между собой показатели возможно, если применить методы системного анализа, в частности, метод экспертных оценок [11] или метод исследования пространства параметров [12]. Постановка задачи об энергоэффективности должна базироваться на комплексном динамическом анализе при учёте энергетического обмена между двигателем и цикловой механической системой.

### Постановка задачи

Для общности решения задачи, как и в [13] рассматривается плоский цикловой механизм с одной степенью свободы, движение которого описывается обобщённой координатой входного звена  $\varphi$ . На механизм действует заданная по технологическому процессу его работы полезная сила сопротивления, зависящая от положения входного звена, которой соответствует обобщенная сила

$$Q = Q(\varphi, \dot{\varphi}). \quad (1)$$

Дифференциальное уравнение движения механизма в таком случае в общем виде может быть за-

писано следующим образом [3]

$$J(\varphi)\ddot{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{\partial J}{\partial \varphi} \dot{\varphi}^2 = M - Q(\varphi, \dot{\varphi}), \quad (2)$$

где  $J(\varphi)$  – приведенный ко входному валу механизма момент инерции,  $M$  – момент развиваемый двигателем. Для каждого  $j$ -го звена механизма можно определить уравнение движения его центра масс  $x_{Cj}$ ,  $y_{Cj}$  и угол поворота  $\psi_j$  как функцию угла  $\varphi$ .

$$x_{Cj} = x_{Cj}(\varphi), \quad y_{Cj} = y_{Cj}(\varphi), \quad \psi_j = \psi_j(\varphi). \quad (3)$$

Из (3) определяются квадраты линейного ускорения  $a_j$  центра масс и углового ускорения  $\varepsilon_j$  соответствующего звена

$$a_j^2 = \ddot{x}_{Cj}^2 + \ddot{y}_{Cj}^2 = a_{1j}(\varphi)\dot{\varphi}^4 + a_{2j}(\varphi)\dot{\varphi}^2\ddot{\varphi} + a_{3j}(\varphi)\ddot{\varphi}^2, \quad (4)$$

$$\varepsilon_j^2 = b_{1j}(\varphi)\dot{\varphi}^4 + b_{2j}(\varphi)\dot{\varphi}^2\ddot{\varphi} + b_{3j}(\varphi)\ddot{\varphi}^2,$$

$$a_{1j}(\varphi) = \left( \frac{\partial^2 x_{Cj}}{\partial \varphi^2} \right)^2 + \left( \frac{\partial^2 y_{Cj}}{\partial \varphi^2} \right)^2,$$

$$a_{2j}(\varphi) = 2 \left( \frac{\partial^2 x_{Cj}}{\partial \varphi^2} \frac{\partial x_{Cj}}{\partial \varphi} + \frac{\partial^2 y_{Cj}}{\partial \varphi^2} \frac{\partial y_{Cj}}{\partial \varphi} \right), \quad (5)$$

$$a_{3j}(\varphi) = \left( \frac{\partial x_{Cj}}{\partial \varphi} \right)^2 + \left( \frac{\partial y_{Cj}}{\partial \varphi} \right)^2, \quad b_{1j} = \left( \frac{\partial^2 \psi_j}{\partial \varphi^2} \right)^2,$$

$$b_{2j} = 2 \frac{\partial^2 \psi_j}{\partial \varphi^2} \frac{\partial \psi_j}{\partial \varphi}, \quad b_{3j} = \left( \frac{\partial \psi_j}{\partial \varphi} \right)^2.$$

Показатели,  $H_{aj}$  и  $H_{\varepsilon j}$  характеризующие линейное и угловое ускорения каждого  $j$ -го звена удобно представить в безразмерном виде

$$H_{aj} = \frac{1}{g^2 \tau} \int_0^\tau a_j^2 dt, \quad (2.6)$$

$$H_{\varepsilon j} = \tau \int_0^\tau \varepsilon_j^2 dt. \quad (2.7)$$

В данном случае (6) характеризует квадрат среднеквадратичного ускорения центра масс  $j$ -го звена за период  $\tau$ , а (7) – квадрат среднеквадратичного углового ускорения  $j$ -го звена,  $g$  – ускорение свободного падения.

Показатель, характеризующий уровень теп-

ловых потерь, например, для двигателей постоянно-го тока с достаточно высокой степенью точности может быть представлен в форме

$$H_w = \frac{\alpha}{A} \int_0^{\tau} M^2 dt = \frac{\alpha}{A} \int_0^{\tau} \left[ J(\varphi) \ddot{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{\partial J}{\partial \varphi} \dot{\varphi}^2 + Q(\varphi, \dot{\varphi}) \right]^2 dt, \quad (8)$$

где  $\alpha$  – коэффициент, характеризующий двигатель;  $\bar{A}$  – работа средней силы  $\bar{Q}$  за один цикл

$$\bar{A} = 2\pi\bar{Q}. \quad (9)$$

Ставится задача определения закона движения ведущего звена  $\varphi(t)$ , обеспечивающего минимум функционала

$$I = \sum k_j H_{aj} + \sum k_{N+j} H_{ej} + k_w H_w \rightarrow \min, \quad (10)$$

где  $k_j, k_{N+j}, k_w$  – вводимые субъективно коэффициенты, характеризующие относительную значимость того или иного частного показателя (весовые коэффициенты) для исследователя или конструктора конкретного механизма.

### Метод решения

При решении поставленной задачи полученный результат оценивается системой частных показателей  $H_{aj}, H_{ej}, H_w$  с учётом весовых коэффициентов  $k_j, k_{N+j}, k_w$ . В свою очередь эти коэффициенты могут задаваться с точностью до постоянного множителя.

Функционал  $I$  (10) допускает представление в форме

$$I = \int_0^{\tau} \Phi dt, \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \Phi = & \sum k_j \left[ a_{1j}(\varphi) \dot{\varphi}^4 + a_{2j}(\varphi) \dot{\varphi}^2 \ddot{\varphi} + a_{3j}(\varphi) \ddot{\varphi}^2 \right] \frac{1}{g^2 \tau} + \\ & + \sum k_{N+j} \left[ b_{1j}(\varphi) \dot{\varphi}^4 + b_{2j}(\varphi) \dot{\varphi}^2 \ddot{\varphi} + b_{3j}(\varphi) \ddot{\varphi}^2 \right] \tau + \\ & + k_w \frac{\alpha}{A} \left[ J(\varphi) \ddot{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{\partial J}{\partial \varphi} \dot{\varphi}^2 + Q(\varphi, \dot{\varphi}) \right]^2. \end{aligned} \quad (12)$$

Функция  $\Phi$  составлена из частных показателей качества, и поэтому её можно определить как подынтегральную функцию качества. Подынтегральная функция качества может иметь и другую структуру. Это зависит от структуры частных показателей, учитываемых при её формировании. Так, например, если изучаемая система описывается одним обыкновенным дифференциальным уравнением  $n$ -го порядка относительно обобщенной координаты, то функция управления качеством может зависеть от самой переменной  $\varphi$  и всех её производных до  $n$  включительно

$$\Phi = \Phi \left( \varphi, \frac{d\varphi}{dt}, \dots, \frac{d^n \varphi}{dt^n} \right). \quad (13)$$

Другой особенностью введенной подынтегральной функции качества является её субъективность в отличие от известных в механике характе-

ристик: кинетической энергии, потенциальной энергии и других функций, описывающих состояние механической системы.

Для подынтегральной функции качества  $\Phi$  составляется уравнение Эйлера-Лагранжа, которое для случая (12) имеет вид

$$\frac{d^2}{dt^2} \left( \frac{\partial \Phi}{\partial \ddot{\varphi}} \right) - \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{\varphi}} \right) + \frac{\partial \Phi}{\partial \varphi} = 0, \quad (14)$$

и представляет собой обыкновенное дифференциальное уравнение четвертого порядка. Для определения четырех произвольных постоянных учитываются четыре граничных условия:

$$\begin{aligned} t = 0: & \varphi = \varphi_0, \dot{\varphi} = \dot{\varphi}_0, \\ t = \tau: & \varphi = \varphi_\tau, \dot{\varphi} = \dot{\varphi}_\tau. \end{aligned} \quad (15)$$

Для цикловых механизмов можно считать, что

$$\varphi_0 = 0, \varphi_\tau = 2\pi, \dot{\varphi}_0 = \dot{\varphi}_\tau = \omega. \quad (16)$$

В общем случае уравнение (14) достаточно громоздко и для его решения необходимо привлекать численные методы. Однако в некоторых частных случаях оно допускает аналитическое решение.

Например, при рассмотрении работы простейшего линейного привода, обеспечивающего перемещение штока (исполнительного органа) за счёт вращения выходного вала соответствующего мотор-редуктора. Рассматривается работа привода, заключающаяся в перемещении штока из одного крайнего положения в другое крайнее положение. Причем в начале и в конце перемещения скорость штока равна нулю. Заданному перемещению штока за время  $\tau$  на величину  $L$  соответствует поворот вала двигателя на угол  $\varphi_\tau$ . Затем осуществляется движение в обратную сторону по тому же закону. Поэтому  $\tau$  – время половины цикла. Масса штока равна  $m$ , полезная сила сопротивления движению  $Q$  задается пропорциональной скорости  $\dot{\varphi}$ . В качестве обобщенной координаты выбирается угол поворота вала двигателя  $\varphi$ . Тогда уравнение движения имеет вид

$$J \ddot{\varphi} = M - \mu \dot{\varphi}, \quad (17)$$

где  $J$  – приведенный к валу двигателя (постоянный) момент инерции;  $M$  – развиваемый двигателем момент,  $-\mu \dot{\varphi}$  – приведенный к валу двигателя момент сил полезного сопротивления  $Q$ .

Пренебрегая массово-инерционными характеристиками звеньев редуктора, учитываем ускорение только одного звена – штока

$$\ddot{x} = r \ddot{\varphi}, \quad (18)$$

где  $r$  – условный радиус, связывающий между собой перемещение штока и угол поворота вала двигателя. Тогда подынтегральная функция качества (12)

$$\Phi = \frac{k_1}{\tau g^2} r^2 \dot{\varphi}^2 + \frac{\alpha k_w}{A} \left[ J \ddot{\varphi} + \mu \dot{\varphi} \right]^2, \quad (19)$$



а соответствующее ему уравнение Эйлера-Лагранжа имеет вид

$$\left( k_1 \frac{r^2}{\tau g^2} + k_w \frac{\alpha J^2}{A} \right) \ddot{\varphi} - k_w \frac{\alpha \mu^2}{A} \dot{\varphi} = 0, \quad (20)$$

где  $\bar{A}$  — постоянный нормирующий коэффициент, имеющий размерность механической работы, значение которого может быть задано равным, например, работе двигателя при движении механизма с постоянной угловой скоростью и при постоянной нагрузке:

$$\bar{A} = \int_0^{\varphi_0} \mu \bar{\omega} d\varphi = \int_0^{\tau/2} \mu \bar{\omega}^2 dt = 2\mu \frac{L^2}{r^2 \tau}, \quad (21)$$

где  $\bar{\omega}$  — средняя угловая скорость за цикл.

Тогда (20) удобно представить в форме

$$\left( k_1 T_1^2 + k_w T_w^2 \right) \ddot{\varphi} - k_w \dot{\varphi} = 0, \quad (22)$$

где  $T_1^2 = L^2 / (\alpha \mu g^2 \tau^2)$  и  $T_w^2 = J^2 / (\mu^2)$  постоянные характерные параметры изучаемой системы.

Граничными условиями для уравнения (22) являются  $\varphi_0 = 0$ ;  $\dot{\varphi}_0 = 0$ ;  $\varphi_\tau = L/r$ ;  $\dot{\varphi}_\tau = 0$ .

При решении (22) задаются  $T_1$  и  $T_w$ . В последующем анализе  $T_1$  и  $T_w$  принимаются равными 1.

Результатом решения (22) является зависимость  $\varphi = \varphi(t)$ , исходя из которой определяются частные показатели типа (6) - (8). В рассмотренном примере анализируются

$$\tilde{H}_1 = \frac{2}{\tau} \int_0^{\tau/2} \dot{\varphi}^2 dt, \quad \tilde{H}_w = \frac{2}{\tau} \int_0^{\tau/2} \left[ \frac{J}{\mu} \dot{\varphi}^2 + \dot{\varphi} \right]^2 dt. \quad (23)$$

В (23)  $\tilde{H}_1$  - квадрат среднеквадратичного ускорения,  $\tilde{H}_w$  - квадрат среднеквадратичного значения момента развиваемого двигателем.

На графике (рис. 1) представлены зависимости  $\tilde{H}_1$  и  $\tilde{H}_w$  от отношения  $k_1/k_w$ .

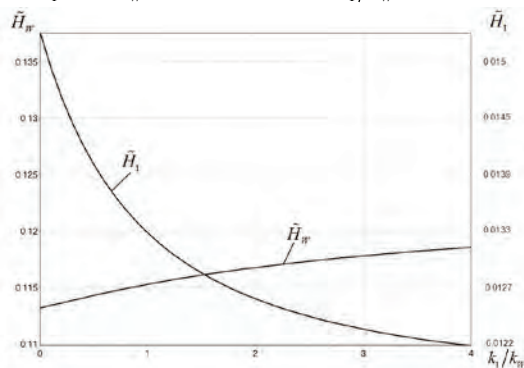


Рис. 1. Зависимости показателей качества от отношения весовых коэффициентов значимости

Анализ зависимостей позволяет осуществить субъективный выбор программного режима движения управляемого двигателя. Так, если,

например, выбран режим  $k_1/k_w = 0$ , то угловая скорость программного движения вала двигателя представлено кривой 1 на фиг. 4. Если же выбирается режим  $k_1/k_w = 4$ , то угловая скорость программного движения вала двигателя представлено кривой 2.



Рис. 2. Угловая скорость выходного вала двигателя в течение цикла

Работа выполнена при поддержке гранта Президента РФ МК-1493.2017.1.

- Брискин Е.С., Калинин Я.В. Об энергетически эффективных алгоритмах движения шагающих машин с цикловыми двигателями // Изв. РАН. Теория и системы управления. 2011. № 2. С. 170-176.
- Брискин Е.С., Жога В.В., Малолетов А.В. Об управлении движением шагающей машины с двигателем минимальной мощности // Изв. РАН. МТТ. 2009. № 6. С. 21-30.
- Вульфсон И.И. Колебания машин с механизмами циклового действия. Л.: Машиностроение, 1990. 310 с.
- Охочимский Д.Е., Платонов А.К., Кирильченко А.А., Лапшин В.В. Шагающие машины. Препринт № 87. М.: ИПМ им. М. В. Келдыша АН СССР, 1989. 36 с.
- Брискин Е.С., Чернышев В.В., Малолетов А.В., Жога В.В., Динамика и управление движением шагающих машин с цикловыми двигателями. М.: Машиностроение, 2009. 192с.
- Bessonov A.P., Umnov N.V., Korenovsky V.V. Six Link Mechanisms for the Legs of Walking Machines // Thirteenth CISM - IFToMM Symposium on the Theory and Practice of Robots and Manipulators Ro.Man.Sy. 2000: Book of Abstracts, July 3-6, 2000. Poland: Zakopane, 2000. P.347-354.
- Брискин Е.С., Леонард А.В., Малолетов А.В. Синтез циклового шагающего механизма с направляющей и критерию его оценки // Теория механизмов и машин. 2011. Т. 9. № 17. С. 14-24.
- Брискин Е.С., Калинин Я.В., Малолетов А.В., Чернышев В.В. Об энергетической эффективности цикловых механизмов // Изв. РАН. МТТ. 2014. № 1. С. 18-25.
- Briskin E.S., Chernyshev V.V., Maloletov A.V., Zhoga V.V. The Investigation of Walking Machines with Movers on the Basic of Cycle Mechanisms of Walking // The 2009 IEEE Int. conf. on Mechatronics and Automation: conf. proceedings. China: Changchun, 2009. P. 3631-3636.
- Брискин Е.С., Леонард А.В. Устойчивость поступательного движения шагающей машины с цикловыми двигателями // Изв. РАН. Теория и системы управления. 2013. № 6. С. 131.
- Брискин Е.С., Чернышев В.В., Малолетов А.В., Шаронов Н.Г. Сравнительный анализ колесных, гусеничных и шагающих машин // Робототехника и техническая кибернетика. 2013. № 1. С. 6-14.
- Соболь И. М., Статников Р. Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. М.: Дрофа, 2006. 175 с.
- Брискин Е.С., Калинин Я.В., Малолетов А.В. Об оценке эффективности цикловых механизмов // Изв. РАН. МТТ. 2017. № 2. С. 13-19.

## ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ БЕСШОВНЫХ ТРУБ СПОСОБАМИ ВОЛОЧЕНИЯ

С. М. Карпов, А. П. Захарченко

Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана (национальный исследовательский университет) «МГТУ им. Н. Э. Баумана», Москва, Россия; karpov07@inbox.ru

Проведен анализ формул для расчета силы волочения на длинной незакрепленной оправке с целью выявления их недостатков и соответственно для разработки уточненной методики расчета силы волочения и более точной калибровки инструмента – волоки и длинной оправки.

**Ключевые слова:** труба, волока, длинная оправка, волочение

Особое место в трубном производстве занимает выпуск холоднотянутых труб, имеющих точные допуски, чистую и гладкую поверхность, а также тонкостенных труб с заданными механическими свойствами. Диапазон применения холоднотянутых труб разнообразен. Они широко используются в машиностроении и приборостроении, в авиационной, химической и в других отраслях промышленности.

Следует отметить, что известный способ волочения труб на длинной подвижной оправке используется сравнительно мало, хотя перед другими способами производства тонкостенных труб он имеет ряд преимуществ. Техническое и экономическое сопоставление холодной прокатки труб и волочения на подвижной оправке свидетельствует о целесообразности значительного расширения области применения волочения труб на длинной оправке. Каждый способ волочения труб обладает определенными преимуществами и недостатками. Это, естественно, ограничивает возможность применения того или иного способа [1].

Длиннооправочное волочение имеет ряд особенностей: в зоне обжатия силы трения между трубой и оправкой направлены в сторону выхода из очага деформации, что уменьшает продольные растягивающие напряжения, улучшает схему напряженного состояния и повышает пластичность металла. В результате могут быть получены большие разовые степени деформации. А вытяжка при волочении труб из углеродистой стали за один проход достигает величины 2,5. При увеличении коэффициента трения на оправке возможно налипание металла на инструмент в процессе волочения или при извлечении оправки из трубы. Если труба после волочения подается на последующий переход без извлечения оправки, то при этом силы трения, возникающие при сдвиге трубы с оправки, создают на входе в волоку напряжения сжатия, уменьшающие растягивающие напряжения в конце обжимной зоны, что позволяет увеличивать вытяжку. Так, за два перехода при волочении стальных труб получена суммарная вытяжка 5,4.

Волочение труб на длинной оправке одновременно через две волоки сходно с многопроходным волочением без извлечения оправки. Разница состо-

ит в наличии противонапряжения, возникающего в каждой последующей волоке от воздействия сил предыдущей волоки. Эффект, производимый силами трения и приводящий к разгрузке переднего конца трубы от растягивающих напряжений, возрастает с увеличением расстояния между волоками. При волочении на длинной оправке деформируется в основном стенка трубы, что позволяет использовать этот процесс в первых переходах для обжатия стенки трубы после горячей прокатки или прессования [2]. К достоинствам процесса следует отнести отсутствие кривизны труб после волочения.

Основными недостатками способа является:

- необходимость извлечения длинной оправки из трубы. Это ограничивает применение данного способа волочения, так как обкатка на определенном сортаменте труб либо затруднительна, либо вообще невозможна.
- ограниченность сортамента обкатываемых труб, сложность настройки, необходимость перевалок при изменении размеров труб.
- большие затраты времени на настройку механизмов обкатки труб, а также высокие требования к стабильности размеров оправок по длине. Парк оправок на стане, как правило, ограничен.

Указанные выше особенности процесса длиннооправочного волочения сдерживают широкое распространение данного способа. Усовершенствование оборудования, способов изготовления оправок и их извлечения из трубы, а также технологии волочения на длинной оправке позволит более широко использовать этот способ при производстве углеродистых труб.

1. Савин Г. А. Волочение труб. Учеб. Пособие для ПТУ-2-у изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1993. – 336 с.
2. Технология оборудования трубного производства: Учебник для вузов / Осадчий В.Я., Вавилин А.С., Зимовец В.Г., Коликов А.П. – М.: «Интермет Инжиниринг», 2007. – 608 с.

## ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ОСОБОТОЧНЫХ ТРУБ ДЛЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

С. М. Карпов, Е. А. Франк

Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана (национальный исследовательский университет) «МГТУ им. Н. Э. Баумана», Москва, Россия; [karpov07@inbox.ru](mailto:karpov07@inbox.ru)

Проведен анализ возможных способов производства труб волочением, который показал ряд существенных недостатков традиционных способов волочения применительно к производству труб повышенной точности. Исходя из анализа, нами для получения труб повышенной точностью по толщине стенки и внутреннему диаметру, был выбран способ совмещенного процесса безоправочного волочения и волочения с раздачей.

**Ключевые слова:** труба, волочение, оправка, волока.

Одним из способов, обеспечивающих производство высокоточных труб, является волочение. Широкое применение процесса волочения определяется его известными преимуществами: высокой производительностью, более низкой в некоторых случаях стоимостью готовых труб, относительной простотой технологического инструмента и волочильного оборудования.

Показатели качества могут быть разделены на управляемые и неуправляемые. Отличительная особенность управляемых показателей качества состоит, в том, что они могут изменяться в процессе производства. К таким показателям относят: текстуру металла, точность геометрических размеров, кривизна, шероховатость. Неуправляемые не могут быть изменены технологическим процессом волочения, например, химический состав обрабатываемого металла.

Из существующих четырех основных способов производства труб волочением только волочение труб на короткой неподвижной оправке имеет широкое применение благодаря высокой производительности, простоте инструмента и повышенному качеству труб [1].

Одними из способов повышения качества получаемых волочением труб является совмещение процесса волочения на короткой закрепленной оправке и раздачи, на рис. 1 представлены основные четыре таких способа волочения.

Волочение труб с раздачей (на упор либо растяжением) широко применяется при производстве особотонкостенных нержавеющей труб. Обычное назначение-калибровка внутреннего диаметра. Как правило применяют незначительные величины раздачи то есть происходит утонение стенки. Существует ряд разновидностей данного процесса: а) волочение труб с раздачей на неподвижной закрепленной конической оправке; б) волочение труб с раздачей на плавающей (самоустанавливающей) волоке; в) волочение труб с раздачей на конической неподвижной оправке через две волоки; г) волоче-

ние труб с последующей раздачей. Принципиально все способы волочения труб с раздачей характеризуются возможным варьированием схемой напряженно-деформированного состояния.

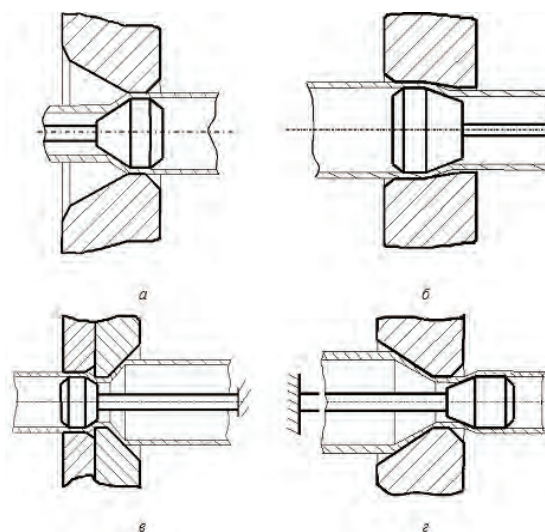


Рис.1. Способы изготовления особоточных труб

Способ (г) предусматривает редуцирование с дальнейшей раздачей за волокой [2]. То есть схема волочения состоит из безоправочного волочения и раздачи на закрепленной оправке за волокой, данный способ является наиболее перспективным в плане повышения качества холоднодеформированных труб, так как повышает не только точность геометрических размеров трубы, но и уменьшает ее кривизну.

1. Савин Г. А. Волочение труб. Учеб. Пособие для ПТУ-2-у изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1993. – 336 с.
2. Способ изготовления труб. Патент РФ 2066577/Дозорцев Ю.К., Ламин А.Б., Кричевский Е.М., Поклонов Г.Г. Заявл. 22.06.94; опубл. 20.09.96

## ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО РЕЗАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ СПЛАВОВ

А.С. Краско, Е.В. Преображенская

<sup>1</sup>Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия; [morionw@mail.ru](mailto:morionw@mail.ru)

**Ключевые слова:** оптимизация режимов резания, оптимальная температура, высокоскоростное резание, жаропрочные сплавы

В авиационном машиностроении все большую тенденцию приобретает использование жаропрочных и титановых сплавов для изготовления ответственных деталей двигателей современных летальных аппаратов. Вместе с тем, применение подобного рода материалов ведет к увеличению трудоемкости механической обработки деталей.

Применение современных технологий обработки резанием, в частности, высокоскоростной обработки, позволяет добиться увеличения производительности при обработке большинства материалов, а также увеличения качества поверхностного слоя деталей [1].

Высокоскоростная обработка характеризуется повышенным изнашиванием режущего инструмента [1], проявляющийся как в интенсивном линейном износе, так и в выкрашивании режущей кромки, что делает процесс высокоскоростного резания не надежным для применения. Особенно это важно для автоматизированного производства.

Таким образом, встает задача оптимизации режимов резания при высокоскоростной обработке труднообрабатываемых материалов. Правильное определение критерия оптимизации позволит увеличить стойкость режущего и инструмента и более успешно прогнозировать его ресурс.

В качестве основных критериев оптимальности [2] выделяют: минимальный относительный износ инструмента; стойкость инструмента (выраженная во времени или длине пути); удельная энергоемкость процесса; максимально снимаемый объем металла на единицу мощности; максимальная производительность операции; минимальная себестоимость обработки; минимальная сила (мощность) обработки; качество поверхности (минимальная шероховатость и знак и глубина залегания остаточных напряжений); точность обработки.

Анализ особенностей процесса высокоскоростного резания позволяет сделать вывод, что высокоскоростное резание, реализуемое в виде точения или фрезерования, возможно только при неизменности во времени определенных параметров процесса резания. К таким параметрам относятся сила (P) и температура (Θ) резания.

При оптимизации процесса высокоскоростного резания будем отталкиваться от критерия оптимальной температуры (Θ<sub>опт</sub>), которая известна для различных пар «режущий инструмент – обрабатываемый материал» [3].

Для создания модели оптимизации мы будем использовать оптимальную температуру пары «инструмент – обрабатываемый материал» как исходное значение и критерий оптимизации. Такой подход позволит сократить количество расчетов и повысить его точность. Однако, данный подход имеет один существенный недостаток – неадекватность полученных результатов при выборе пары «инструмент-обрабатываемый материал» для которых экспериментально не определена оптимальная температура.

Алгоритм для расчета температуры и тангенциальной силы резания состоит из 4 уравнений, приведенных в работе [4]:

1. Коэффициент усадки стружки:

$$k_c = \cos^2 \gamma \left\{ 2\mu(1 - tg \gamma) + \sqrt{[2\mu(1 - tg \gamma)]^2 + \left[ \frac{4\mu}{\cos \gamma} + 1 - 2\mu \right] \frac{1}{\cos^2 \gamma}} \right\}, \quad (1)$$

где  $\gamma$  – передний угол резца;  $\mu$  – коэффициент трения.

2. Температура в зоне резания:

$$t^o = \frac{1}{\frac{1}{2t_{\text{плав}}^o} + \frac{1}{\sigma_s F_t}}, \quad (2)$$

где  $t_{\text{плав}}^o$  – температура плавления материала заготовки, °C;  $\sigma_s$  – напряжение текучести, МПа;  $F_t$  – температурный показатель [4, с.478].

3. Напряжение текучести материала в зависимости от температуры (для жаропрочных сплавов):

$$\sigma_{st} = \sigma_s \left( 1 - \frac{t^o}{3000 \text{ °C}} \right) \quad (3)$$

4. Тангенциальная сила резания при точении:

$$P_z = 1,155 \sigma_{st} s_o t \left\{ \left[ 1 + \mu(1 - tg \gamma) + \frac{(0,5 + \mu)}{2k_c} \right] \cos \gamma + \frac{k_c}{4 \cos \gamma} + \mu \sin \gamma + \frac{\mu l_3}{s_o \sin \varphi} + \frac{k_c s_o \sin^2 \varphi}{4t \cos \gamma} \right\}, \quad (4)$$

где  $s_o$  – оборотная подача, мм/об;  $t$  – глубина резания, мм;  $l_3$  – длина контакта задней поверхности резца с обработанной поверхностью заготовки, мм;  $\varphi$  – главный угол в плане резца.

Данный алгоритм, с учетом уравнений для определения вспомогательных величин, является довольно громоздким. Поэтому для его решения нами был использован программный пакет

MathCAD, который позволил автоматизировать процесс расчета всех величин.

Таким образом, исходными данными для данного алгоритма являются:

1. Теплофизические и механические свойства обрабатываемого материала:

1.1. Коэффициент теплопроводности:  $\lambda$ , Вт/(м · °С)

1.2. Объемная теплоёмкость:  $c_p \cdot 10^6$ , Дж/(м<sup>3</sup> · °С)

1.3. Коэффициент температуропроводности:  $a \cdot 10^4$ , м<sup>2</sup>/с

1.4. Предел прочности:  $\sigma_b$ , МПа

1.5. Предел текучести:  $\sigma_s$ , МПа

1.6. Температура плавления:  $t_{\text{плав}}$ , °С

2. Теплофизические характеристики инструментального материала:

2.1. Коэффициент теплопроводности:  $\lambda_p$ , Вт/(м · °С)

3. Геометрические параметры инструмента и режимы резания:

3.1. Глубина резания:  $t$ , м

3.2. Подача на оборот:  $S_o$ , м

3.3. Передний угол резца:  $\gamma$

3.4. Задний угол:  $\alpha$

3.5. Главный угол в плане:  $\phi$

3.6. Критерий затопления резца:  $h_3$ , м

4. Оптимальная температура:  $\theta_{\text{опт}}$ , °С

У данного алгоритма имеется существенный недостаток – необходимо изменять исходные данные до тех пор, пока искомая температура резания не станет близкой или равной оптимальной ( $\theta_{\text{опт}}$ ). В связи с этим нами предлагается иная формула для расчета оптимальной скорости резания ( $v_{\text{опт}}$ ) при известной оптимальной температуре и коэффициентах распределения тепловых потоков.

В качестве примера возьмем жаропрочный сплав марки ХН77ТЮР и инструментальный материал Т15К6. Примем средние значения коэффициентов распределения тепловых потоков, рассчитанных по зависимостям, которые представлены в работах [4, 5]:  $k_{\text{тсз}}=0,6776$ ;  $k_{\text{дс}}=0,6369$ ;  $k_{\text{тпз}}=0,9038$ ;  $k_{\text{сп}}=0,9329$ .

Формулу для расчета оптимальной скорости резания выведем из выражения 2:

$$v_{\text{опт}} = \frac{A}{c_p \cdot k [B]^2} \quad (5)$$

$$\text{где } A = \lambda(h_3 + l_n)^2 \left[ 1,16k_{\text{дс}} \left[ u \cos \gamma \left[ \frac{0,5u(\mu+0,5)}{k} - \mu_1(\text{tg } \gamma - 1) + 1 \right] + \frac{0,25a_1k}{b_1 \cos \gamma} \right] - C \cdot c_p + \frac{0,15k \cdot k_{\text{тсз}}}{\cos \gamma} \right]^2;$$

$$B = \frac{0,52\mu l_n^3 k_{\text{тсз}}}{k} + h_3 \sqrt{\frac{a_1}{\cos \gamma}} (0,18k_{\text{тсз}} - 0,18) \cdot$$

$$\left[ \sqrt{\frac{h_3}{l_2}} \left( \frac{h_3}{l_2} + \frac{3\mu_2 k_{\text{тпз}}}{k_{\text{тсз}} - 1} + 2,5 \right) - \frac{1,25l_n}{h_3} - \frac{l_2 \left( \left( \frac{h_3}{l_2} + 1 \right)^{\frac{5}{2}} - 1 \right)}{h_3} + 1,25 \right].$$

где  $C$  – дополнительный показатель, который находится по формуле:

$$C = \frac{1}{\sigma_s \left( \frac{1}{\theta_{\text{опт}}} - \frac{1}{2 \cdot t_{\text{плав}}} \right)} = 0,527 \text{ К/МПа}$$

Тогда оптимальная скорость резания  $v_{\text{опт}} = 0,197$  м/с = 11,85 м/мин.

Таким образом, задаваясь оптимальной температурой для пары «инструмент-обрабатываемый материал» и варьируя глубину резания, подачу и геометрические элементы резца можно мгновенно (при том условии, что расчёт будет вестись не вручную) получать силу резания и скорость, которые задаются в управляющей программе станка с ЧПУ как не изменяемые.

Применяя данный алгоритм расчета достигается значительное сокращение технологической подготовки производства в частности высокоскоростной обработки.

1. The History of High-Speed Machining. Herbert Schulz. Prof. Dr.-ing., Institute of Production Engineering and Machine Tools (PTW). 2004.

2. Рыжкин А.А. Обработка металлов резанием: физические основы: Учеб. пособие. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ. 1995. 242 с.

3. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

4. Воронцов А.Л., Албагачиев А.Ю., Султан-Заде Н.М. Теоретические основы обработки металлов в машиностроении: монография. – Старый Оскол: ТНТ, 2014. – 552 с.

5. Албагачиев А.Ю., Краско А.С. Теплофизика высокоскоростного резания. Актуальные проблемы приборостроения, информатики и социально-экономических наук: сборник трудов научно-практической конференции. Секция: Научные технологии в машиностроении». – М.: МГУПИ, 2014.

## ИМПУЛЬСНАЯ МИКРОНАПЛАВКА ДЛЯ РЕМОНТНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ТУРБИНЫХ ЛОПАТОК ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ

Кривина Л.А., Царева И.Н., Бердник О.Б., Тарасенко Ю.П.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного бюджетного научного учреждения «Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН), Россия, Нижний Новгород, [npktribinika@yandex.ru](mailto:npktribinika@yandex.ru)

Приведены результаты экспериментальных исследований по выбору оптимального наплавочного материала для импульсной микронаплавки деталей, изготавливаемых из монокристаллических жаропрочных никелевых сплавов. Проанализированы микроструктура, микротвердость, адгезионная прочность и высокотемпературная стабильность наплавленных зон. Результаты исследований внедрены при разработке технологического процесса ремонтно-восстановительной обработки рабочих лопаток 1-ой ступени газовой турбины SGT-800 Siemens.

Results of pilot studies at the choice of optimum naplavochny material for a pulse mikronaplavka of the details made of single-crystal heat resisting nickel alloys are given. The microstructure, microhardness, adhesive durability and high-temperature stability of the built-up zones are analysed. Results of researches are introduced when developing technological process of repair and recovery processing of working blades of 1 step of the gas turbine SGT-800 Siemens.

### Введение

В настоящее время в условиях острой нехватки материальных и финансовых ресурсов реновация лопаточного аппарата газотурбинных двигателей является актуальной задачей двигателестроения. Сегодня в рамках программы импортозамещения остро стоит вопрос о продлении срока службы газотурбинных двигателей импортного производства, эксплуатируемых в России с начала 2000-х годов. Как показывают периодические технические осмотры, в постэксплуатационном состоянии на рабочей поверхности турбинных лопаток имеются дефекты механического, эрозионного и коррозионного происхождения. В процессе ремонта при восстановлении геометрических размеров и устранении дефектных зон на лопатках, как правило, применяют традиционный метод аргоно-дуговой наплавки. Для таких ответственных деталей, какими являются рабочие лопатки 1-ой ступени газовых турбин SGT-800 (производства фирмы Siemens) энергетических установок, данный метод наплавки неприемлем, так как сопровождается формированием выраженной зоны термического влияния. В лопатках, изготовленных методом градиентной направленной кристаллизации из жаропрочного монокристаллического никелевого сплава, аргоно-дуговая наплавка может привести к изменению дендритной структуры монокристалла. Поэтому обеспечение надежного соединения двух материалов на рабочих лопатках 1-ой ступени, работающих в экстремальных условиях эксплуатации (~1000 °C), является ответственной, трудной, но всё же разрешимой задачей. Для ее решения в данной работе предлагается использовать новую

технологии импульсной микронаплавки и индивидуальный подход при выборе наплавочных материалов.

Имеющиеся стандартные наплавочные материалы обеспечивают получение шва с близкими к основному металлу химическим составом и механическими свойствами. Но при осуществлении технологического процесса возникает ряд факторов таких, как условия выполнения наплавочных работ, качество используемых материалов, защита зоны сплавления, термомеханическое воздействие и др., которые могут привести к снижению качества соединения. Метод импульсной микронаплавки обладает такими важными преимуществами по сравнению с традиционным способом, как локальный нагрев материала основы, позволяющий значительно уменьшить величину зоны термического влияния и коробление изделия; возможность получения качественной наплавки тонкостенных деталей, различной конфигурацией швов и их расположения. Применение импульсной микронаплавки позволяет значительно снизить трудоемкость и себестоимость ремонтных работ за счет исключения из технологического цикла предварительного подогрева, последующей термического отпуска и минимизации затрат на последующую механическую обработку.

### Методика исследования

Объектами исследований являлись модельные образцы монокристаллического жаропрочного никелевого сплава ЖС30. В качестве наплавочных материалов были опробованы проволоочные материалы:  
- жаропрочный никелевый сплав ЭП 648;  
- материал на основе кобальта марки 2748-00;

- монокристаллический жаропрочный никелевый сплав ЖС32.

Наплавочные работы проведены на аппарате импульсной микронаплавки NOVAPAX SW-V01.

Микроструктуру основного и наплавленного металлов, а также зоны соединения материалов изучали на оптическом микроскопе «Неофот-32».

Микротвердость ( $H_{\mu}$ ) измеряли на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 1 Н по ГОСТ 9450-76.

Адгезионную прочность в зоне наплавки оценивали на поперечных шлифах методом микроиндентирования на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке на индентор 2 Н.

Испытания жаростойкости наплавленных образцов проводили методом изотермической выдержки в электрической печи с воздушной

атмосферой при температуре 1000 °С в течение 300 часов.

### Результаты исследований

Целью работы являлось выбор оптимального наплавочного материала для импульсной микронаплавки при восстановлении работоспособности и продлении ресурса рабочих лопаток 1-ой ступени газовых турбин SGT-800 Siemens, отработавших назначенный ресурс (~23 000 эквивалентных часов).

Границы наплавленной зоны и микроструктуры материалов в наплавленной зоне представлены на рис. 1. Значения микротвердости основного и наплавленного материалов в исходном состоянии приведены на рис. 2

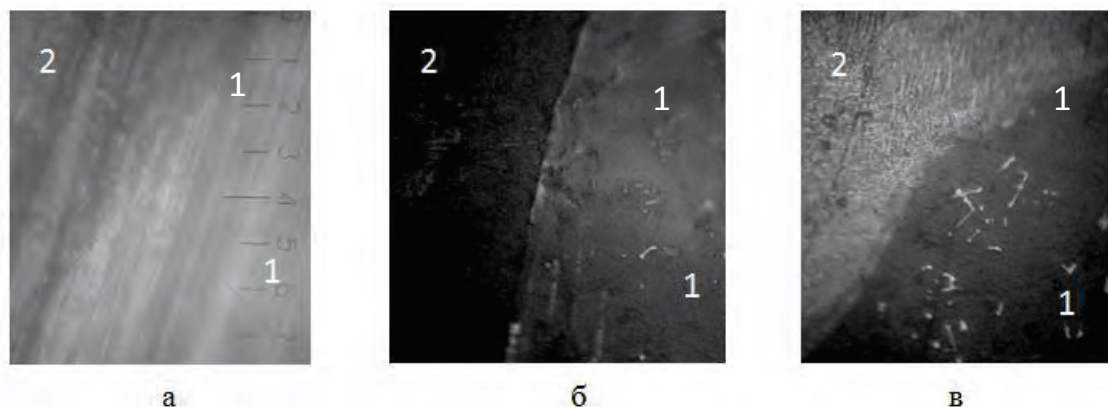


Рис. 1. Структура основного материала из монокристаллического сплава ЖС30 (1) и наплавленных материалов (2) в исходном состоянии: а – никелевый сплав ЭП 648; б – материал на основе кобальта марки 2748-00; в – монокристаллический никелевый сплав ЖС32, (X500)

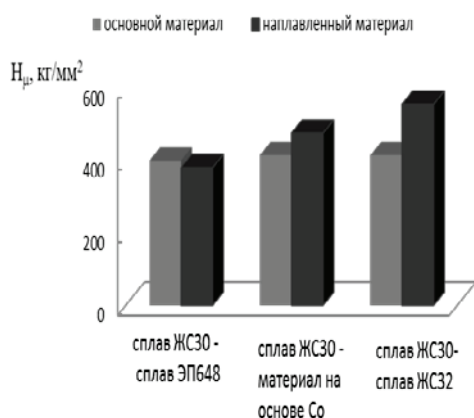


Рис. 2. Диаграммы микротвердости основного и наплавленного материалов в исходном состоянии

Анализ картины микроиндентирования границы раздела наплавленного кобальтового материала с основным металлом показал

неудовлетворительную адгезионную прочность, которая проявилась в расслоениях на границе.

Высокая прочность сцепления на границе раздела достигается при наплавке жаропрочными сплавами на основе никеля (проволокой ЭП648 и полосоками монокристаллического сплава ЖС32). При испытаниях адгезионной прочности (методом микроиндентирования) на границе раздела «основной материал ЖС30–наплавленный материал ЖС32» не обнаружено трещин, сколов, отслоений и искажений формы отпечатка. При этом следует отметить тот факт, что измерения микротвердости показали большее различие в показателях твердости основы и наплавленного материала для варианта наплавки сплавом ЖС32 (рис. 2).

Испытания жаростойкости образцов с разными вариантами наплавленных материалов, показали, что более высокой стойкостью к высокотемпературному окислению обладает наплавочный материал из сплава ЖС32 по сравнению с ЭП648. Относительный прирост

массы образцов за время испытаний составил 10 % и 17 % соответственно.

Границы зоны наплавки и микроструктура материалов наплавленной зоны представлены на рис.3.

При наплавке материалами ЭП648 и ЖС32 отмечена высокая температурная стабильность зоны соединения с основным материалом. На образце с наплавкой на основе кобальта в результате высокотемпературного воздействия происходит отслоение наплавленной зоны от подложки (рисунок 3б).

Значения микротвердости основного и наплавленного материалов после высокотемпературных испытаний приведены на рис. 4.

После изотермической выдержки при температуре 1000 °С установлено снижение микротвердости в наплавленной зоне на образце с наплавкой из монокристаллического сплава ЖС32 и, как следствие, выравнивание значений твердости по шлифу при переходе к основному материалу.

Следует отметить, что после проведения наплавочных работ во всех экспериментах

методом оптической металлографии не обнаружено выраженной зоны термического влияния. В основном материале (ЖС30) непосредственно рядом с границей раздела сохраняется исходная дендритная микроструктура монокристаллического сплава, что является доказательством отсутствия значительного температурного воздействия на основной материал при импульсной наплавке.

Установлено, что из опробованных наплавочных материалов лучшей стойкостью к высокотемпературному окислению при температурах эксплуатации до 1000 °С обладает монокристаллический сплав ЖС32. При условии работы восстанавливаемых деталей в диапазоне температур 800-900 °С может быть применен сплав ЭП648, обладающий хорошими технологическими свойствами при выполнении наплавочных работ. При использовании проволоки толщиной ~ 0,8 мм можно успешно устранять даже самые мелкие дефекты. Таким образом, импульсная микронаплавка тонкими проволоками на аппарате Weldpro SW-V01 – это хорошая альтернатива автоматической аргонодуговой сварке.

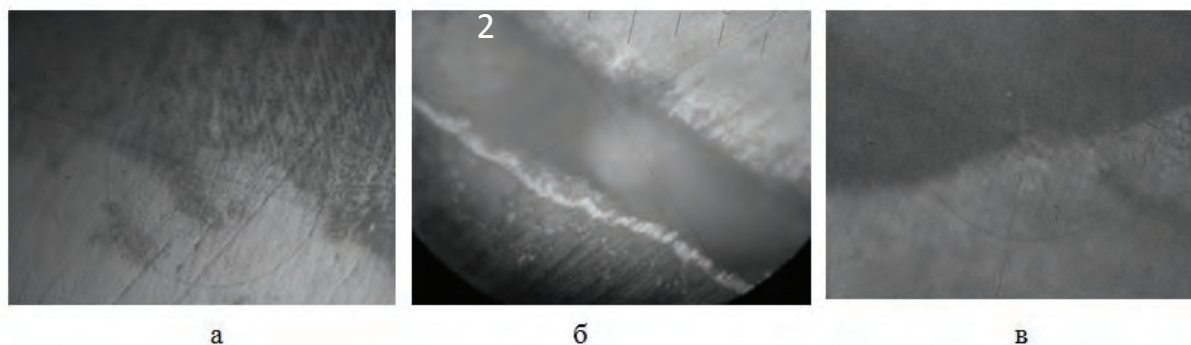


Рис. 3 Структуры основного материала из монокристаллического сплава ЖС30 (1) и наплавленных материалов (2) после высокотемпературных испытаний: а – наплавленный материал из сплава ЭП648; б – наплавленный материал на основе кобальта; в – наплавленный материал из сплава ЖС32, (X500)

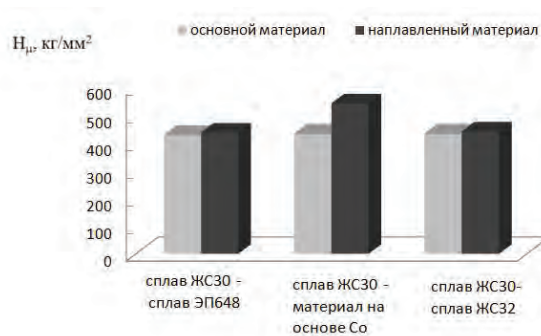


Рис. 4. Диаграмма микротвердости основного и наплавленного материалов после испытаний жаростойкости

### Заключение

Полученные результаты исследований использованы при разработке технологического процесса ремонтно-восстановительных работ для рабочих лопаток газовых турбин SGT-800 Siemens. Технология внедрена в ООО «Ситиэнерго» (г.Москва) при выполнении ремонтных работ с целью продления срока службы рабочих лопаток 1-ой ступени SGT-800.



## НАНОСТРУКТУРИРОВАННОЕ ИОННО-ПЛАЗМЕННОЕ ПОКРЫТИЕ НИТРИДА ТИТАНА ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ДЕТАЛЕЙ ПЛУНЖЕРНЫХ ПАР ТОПЛИВНЫХ НАСОСОВ

Тарасенко Ю.П., Кривина Л.А.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного бюджетного научного учреждения «Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН), Россия, Нижний Новгород, [npktribinika@yandex.ru](mailto:npktribinika@yandex.ru)

Проведен анализ структуры, механических и трибологических свойств основного материала плунжеров различной конфигурации из стали Р6М5, используемых в составе плунжерных пар автомобильных насосов, и ионно-плазменного покрытия нитрида титана, нанесенного на рабочие зоны детали пары трения.

The analysis of structure, mechanical and tribological characteristics of an original material of the plungers of various configuration from steel Р6М5 used as a part of plunger pairs of automobile pumps, and an ion-plasma covering of the titanium nitride applied on working zones of a detail of couple of sliding friction is carried out.

### Введение

В настоящее время, когда износ основных средств производства и транспорта в России достигает 80%, особенно важна задача повышения надёжности и работоспособности различных деталей узлов и механизмов в машиностроительной отрасли. Не менее актуальна также задача повышения надёжности и ресурса деталей вновь разрабатываемой техники.

### Объекты и методика исследования

Объектом исследования являлись плунжеры различной конфигурации из стали Р6М5 производственных партий, используемые в составе плунжерных пар автомобильных топливных насосов.

Износостойкое ионно-плазменное покрытие TiN наносили на установке ВУ-2МБС на рабочую зону плунжеров по режиму: парциальное давление реакционного газа в рабочей камере  $P_{N_2}=0,04$  Па, ток дуги  $I_d=140$  А, напряжение смещения  $U_{см}=140$  В. В одном технологическом цикле проводили очистку и активацию поверхности деталей методом низкоэнергетической (~1 кэВ) ионной бомбардировки  $Ti^+$  в периодическом режиме: 5 сек (обработка) +5 сек (пауза) и т.д.; нанесение подслоя  $\alpha-Ti$  – 5 мин; нанесение покрытия TiN – 60 мин. Выбранный режим является оптимальным для формирования износостойкого покрытия на данной установке [1, 2]. Температуру нагрева деталей в вакуумной камере контролировали пирометром Opttris СТ.

Фазовый состав покрытий определяли рентгеновским методом с применением дифрактометра «Дрон-3М» (Cu-K $\alpha$ -излучение).

Микроструктуру исследовали методом электронной микроскопии на растровом микроскопе VEGA/TESKAN.

Микротвердость измеряли на микротвердомере ПМТ-3 по ГОСТ 9450-76. Поскольку толщина покрытия сравнима с глубиной индентирования, то проводили

теоретические расчеты истинной микротвердости покрытия по формуле [3], учитывающей влияние подложки на процесс измерения:

$$H_{\text{покр}} = \frac{H_K + (H_K - H_{\text{подл}}) \frac{t}{h}}{2 \frac{t}{h} + 3 \left(\frac{t}{h}\right)^2}, \quad (1)$$

где  $H_{\text{покр}}$  – микротвердость покрытия,  $H_K$  – микротвердость композиции,  $H_{\text{подл}}$  – микротвердость подложки,  $t$  – толщина покрытия,  $h$  – глубина индентирования.

Шероховатость контролировали на профилометре Tester TR200 по параметру  $R_a$  по ГОСТ 2789-73.

Исследование фрикционных свойств проводили на лабораторной установке трения при сухом скольжении индентора из стали ШХ-15 с нагрузкой 1 Н.

Испытания износостойкости проводили на установке «Эхо» при сухом поперечном контакте вращающегося стального стержня У10 ( $H_{\mu}^{200}=10$  ГПа) диаметром ~8 мм с нагрузкой  $N=3$  Н. Геометрические размеры пятна износа определяли на микроскопе МБС-9. Интенсивность изнашивания материала (Р6М5, TiN) рассчитывали по формуле [4, 5]:

$$I = \frac{U}{L}, \quad (2)$$

где  $U$  – глубина лунки износа,  $L$  – длина пути трения.

### Обсуждение результатов

В исходном состоянии основной материал плунжера имел микротвердость 9,4 -11,1 ГПа. Установлено, что в результате сопутствующего нагрева во время напыления покрытия происходит отпуск основного материала и выравнивание твердости по всему объему. При этом среднее значение микротвердости стали Р6М5 после нанесения покрытия TiN соответствует техническим требованиям для данной марки стали

(8,0 ГПа). Наблюдается незначительная геометрическая усадка основного материала плунжера по диаметру ~ на 1-3 мкм.

Для контроля отпуска и усадки основного материала плунжеров проводилось измерение температуры деталей в вакуумной камере установки во время всего процесса нанесения ионно-плазменного покрытия. Средняя температура составила  $T=240\pm 10$  °С.

Структура основного материала плунжера в исходном состоянии и после нанесения ионно-плазменного покрытия TiN типична для стали Р6М5 и состоит из мартенсита, остаточного аустенита и карбидной фазы. В исходном состоянии в основном наблюдаются крупные карбиды, которые имеют неправильную вытянутую форму, и небольшое количество мелких карбидов округлой формы. После процесса нанесения покрытия в основном материале плунжера происходит улучшение гомогенности в распределении карбидной фазы.

Методом электронной микроскопии установлено, что в процессе напыления формируется наноструктурированное покрытие со столбчатой структурой зерен TiN (рис. 1). Поперечный размер зерен составляет ~ 60 нм.

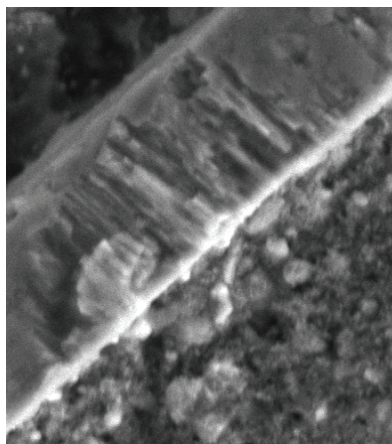


Рис.1. Наноструктурированное столбчатое покрытие TiN на поперечном шлифе ( $\times 10\ 000$ )

Фазовый состав покрытия представляет собой  $\delta$ -TiN с ГЦК типом решетки.

Средняя микротвердость наноструктурированного ионно-плазменного покрытия нитрида титана составляет 18,0 ГПа.

Нанесение покрытия TiN сопровождается незначительным увеличением параметра шероховатости  $R_a$  поверхности в пределах исходного класса обработки (10-11 класс).

Нанесение покрытия TiN приводит к уменьшению коэффициента трения рабочей поверхности стального плунжера ~ в 2 раза. Коэффициент трения контактной пары «TiN - ШХ15» после притирки покрытия равен 0,04.

Нанесение покрытия приводит к уменьшению интенсивности изнашивания ~ в 4 раза. Из приведенных на рисунке 2 графиков видно, что интенсивность изнашивания и удельный объем износа поверхностей штатного плунжера и плунжера с TiN-покрытием с течением времени испытания выходит практически на постоянные значения.

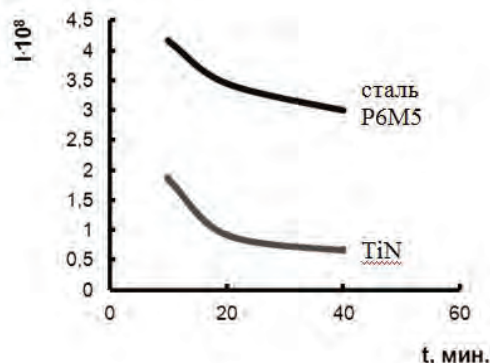


Рис.2. Зависимости интенсивности изнашивания основного материала плунжера (сталь Р6М5) и ионно-плазменного покрытия нитрида титана в контакте с поверхностью стального стержня в условиях сухого трения в зависимости от времени испытания

Разработанное ионно-плазменное покрытие показало эффективное повышение износостойкости стальной поверхности и внедрено для повышения ресурса плунжерной пары трения в машиностроительной отрасли.

### Заключение

Разработанные наноструктурированные (~60 нм) покрытия нитрида титана, обеспечивающие повышение микротвердости рабочей поверхности плунжера ~ в 2 раза и снижение коэффициента трения и интенсивности изнашивания ~1,8 и 4 раза, соответственно, внедрены для повышения ресурса плунжерных пар трения топливных насосов в машиностроительной отрасли.

1. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Кривина Л.А. Оптимизация технологии нанесения ионно-плазменного покрытия нитрида титана на малогабаритные тонкостенные детали / Вестник Самарского Государственного Аэрокосмического Университета. Самара, 2011, № 3 (27) Ч.2, С.170-174
2. Кривина Л.А., Царева И.Н., Тарасенко Ю.П. Модифицирование поверхности скольжения детали высокоскоростной пары трения газовой centrifуги K4110, Сборник материалов докладов международной научно-технической конференции «Проблемы и перспективы развития двигателестроения» Самара 22-24 июня 2016 г. Ч. 1, с. 120-121, ISBN 978-5-7883-1084-8
3. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Романов И.Г. Субструктура, механические и фрикционные свойства ионно-плазменных покрытий нитрида титана, полученных при разных парциальных давлениях азота / Известия Академии Наук. Сер. Физическая, 2002, Т.66, №8. с.1223-1225.
4. Доценко В.А.. Изнашивание твердых тел. М.:1990, 192 с.
5. Трение, изнашивание и смазка. Справочник. Книга 1. М.: Машиностроение, 1978, 400 с.

## ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ПАРЫ ТРЕНИЯ МЕТОДОМ ЧАСТОТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ИМПЛАНТАЦИИ

Кривина Л.А., Царева И.Н.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного бюджетного научного учреждения «Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН), Россия, Нижний Новгород, [npktribinika@yandex.ru](mailto:npktribinika@yandex.ru)

Методом частотно-импульсной имплантации  $C^+$  модифицирована рабочая поверхность скольжения иглы, которая является деталью высокоскоростной пары трения «игла-подпятник», с целью повышения работоспособности и ресурса ответственного узла трения газовой центрифуги.

The method of pulse-frequency implantation of  $C^+$  modified an effective area of sliding of a needle which is a detail of high-speed couple of sliding friction "needle step bearing" for the purpose of increase in serviceability and a resource of a responsible frictional unit of the gas centrifuge.

### Введение

Пара трения «игла-подпятник» в составе узла газовой центрифуги работает в высокоскоростном режиме в среде смазочного материала (вакуумное масло марки VM-1). В производственном цикле данного узла выделяют 3 стадии – разгон, установившийся стационарный режим и торможение. Через несколько циклов наступает стадия снижения работоспособности узла вплоть до отказа. В условиях стационарного режима работы игла вращается вокруг своей оси со скоростью  $n=1700$  об/с и упирается в подпятник с усилием  $P=10$  Н, что соответствует окружным скоростям в разных точках поверхности скольжения  $V_{\min}=4,3$  м/сек,  $V_{\max}=7,5$  м/сек и удельному давлению на поверхность контакта  $P=8$  МПа. Визуально-оптическим осмотром установлено, что недостаточная работоспособность указанной пары трения связана с повышенным износом рабочей части иглы и схватыванием контактирующих поверхностей.

### Объекты и методика исследования

Объектами исследований являлись штатные иглы высокоскоростной пары трения «игла-подпятник» газовой центрифуги, изготовленные из стали У10 и прошедшие локальную термическую обработку концевой части длиной до 1,5 мм на заданную минимально допустимую микротвердость  $H_{\mu} \geq 8$  ГПа (согласно нормативно-технической документации), в исходном и постэксплуатационных состояниях.

Ионную имплантацию торцевых рабочих поверхностей игл в исходном состоянии проводили на частотно-импульсном ускорителе «Радуга» при энергии ионов  $C^+$   $E=80$  кэВ, плотности тока  $j = 6$  А/см<sup>2</sup> и дозах облучения:  $10^{16}$ ,  $5 \cdot 10^{16}$ ,  $10^{17}$ ,  $5 \cdot 10^{17}$ ,  $10^{18}$  см<sup>-2</sup>.

Микротвердость торцевых поверхностей игл измеряли на микротвердомере ПМТ-3 по ГОСТ 9450. Нагрузку на индентор варьировали от 0,5 до 2 Н, относительная погрешность при

измерении составляла от 4 % до 1 %, соответственно.

Исследования трибологических свойств проводили на лабораторной установке. Коэффициент трения определяли в режиме установившегося трения при сухом скольжении инденторов с нормальной нагрузкой 1 Н. В качестве инденторов использовали исходные и облученные различными дозами ионов  $C^+$  иглы. Контртелом служил штатный подпятник из лейкосапфира. Абсолютная ошибка измерения коэффициента трения составляла  $\pm 0,005$ .

Испытания износостойкости проводили на специально созданном лабораторном стенде, имитирующем реальные условия эксплуатации: в контакте со штатными подпятниками из лейкосапфира в граничной смазке VM-1 при вращении иглы вокруг своей оси в течение 10 минут при различных скоростях вращения. Величину износа определяли на приборе ПМТ-3 по уменьшению глубины отпечатка индентора ( $h=d/7$ , где  $d$  – длина диагонали отпечатка индентора), предварительно нанесенному в зону трения иглы. Ошибка измерения при определении износостойкости составляла  $\sim 5\%$ .

Интенсивность изнашивания материала иглы определяли по формуле [1, 2]:

$$I = \frac{U}{L},$$

где  $U$  – глубина лунки износа,  $L$  – длина пути трения.

### Обсуждение результатов

Иглы в исходном состоянии имели микротвердость поверхности в рабочей зоне в интервале  $H_{\mu}^{50} = 9,2 \div 11$  ГПа, при этом среднее значение микротвердости составляло  $H_{\mu}^{50}=9,7$  ГПа, что соответствовало требованиям технической документации.

Исследования игл в постэксплуатационном состоянии после отработки 5-ти, 7-ми и 17-ти производственных циклов, а так же после потери их работоспособности показали, что чем больше разгонов проходит пара трения, тем ниже микротвердость поверхности в рабочей зоне иглы. После 7-ми производственных циклов микротвердость рабочей поверхности иглы находится на минимально допустимом уровне ( $H_{\mu}^{50}=8,3$  ГПа), после 17-ти циклов, а также после потери работоспособности пары трения – ниже допустимого значения.

На поверхностях скольжения после эксплуатации наблюдаются концентрические бороздки абразивного износа и следы адгезионно-коррозионного изнашивания.

Имплантация ионов  $C^+$  поверхности рабочей зоны иглы приводит к увеличению ее микротвердости, при этом максимальный эффект достигается на глубине индентирования  $\sim 1,2$  мкм (рис.1).

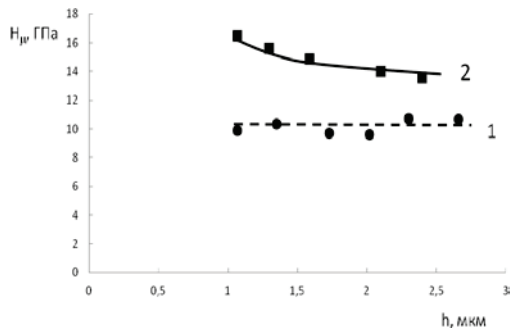


Рис.1. Зависимости микротвердости поверхности от глубины индентирования материала иглы (ст.У10) до (1) и после облучения дозой  $10^{18}$  см<sup>-2</sup> (2)

Максимальное увеличение микротвердости в  $\sim 1,6$  раза достигнуто при дозе облучения  $D=10^{18}$  см<sup>-2</sup>. Установлено, что с увеличением дозы облучения наблюдается усиление эффекта упрочнения материала поверхности в рабочей зоне иглы (рис. 2).

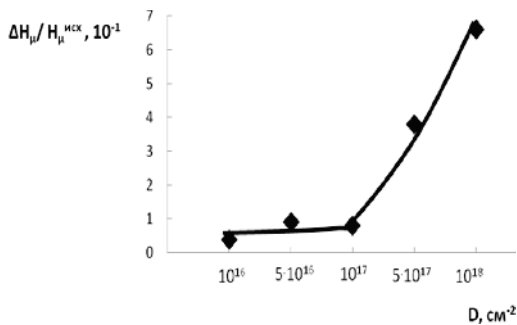


Рис.2. Относительное изменение микротвердости материала иглы от дозы облучения на глубине индентирования 1,2 мкм

Установлено, что ионная имплантация рабочей поверхности иглы способствует понижению коэффициента трения. Относительное изменение коэффициента трения модифицированной поверхности игл от дозы облучения представлено на рис. 3. Облучение иглы дозой  $10^{18}$  см<sup>-2</sup> ионов  $C^+$  приводит к уменьшению коэффициента трения рабочей поверхности в  $\sim 1,3$  раза.

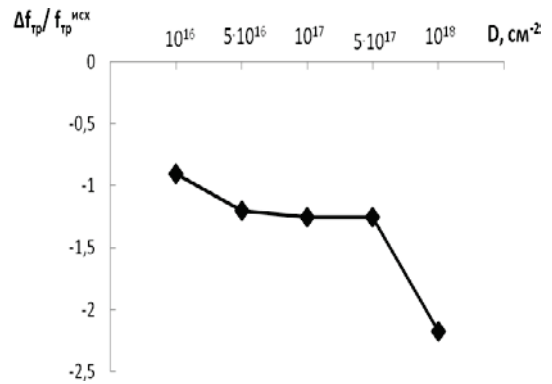


Рис. 4. Зависимость относительного изменения коэффициента трения от дозы облучения ионов  $C^+$

Результаты испытаний износостойкости материала исходных и облученных игл в паре со штатным подпятником из лейкосапфира при различных скоростях вращения приведены на рис. 4. Облучение рабочей части иглы дозой  $10^{18}$  см<sup>-2</sup> ионов  $C^+$  приводит к уменьшению параметра износостойкости в  $\sim 1,4$  раза.

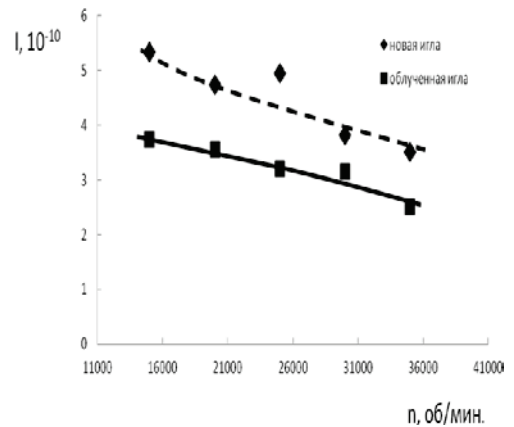


Рис. 4. Зависимость линейной интенсивности изнашивания штатной и облученной игл (ионами  $C^+$  дозой  $10^{18}$  см<sup>-2</sup>) от количества оборотов в подпятнике из лейкосапфира

На основании результатов проведенных исследований определена доза частотно-импульсной имплантации ионов  $C^+$  ( $10^{18}$  см<sup>-2</sup>), при которой достигается оптимальное сочетание физико-механических и трибологических свойств

поверхности рабочей части иглы, обеспечивающее повышение износостойкости пары трения «игла-подпятник».

#### **Заключение**

Частотно-импульсная имплантация ионов  $C^{+}$  поверхности иглы модифицирует материал в зоне скольжения, что приводит к повышению микротвердости, уменьшению коэффициента трения и, как следствие, увеличению износостойкости рабочей части детали.

Полученный положительный эффект апробирован в натуральных условиях эксплуатации

пары трения «игла-подпятник» с целью увеличения работоспособности и ресурса работы высокоскоростной пары трения газовой центрифуги. Данный вид поверхностного упрочнения рекомендован к внедрению и освоению производства.

1. Доценко В.А. Изнашивание твердых тел. М.:1990, 192 с.
2. Трение, изнашивание и смазка. Справочник. Книга 1. М.: Машиностроение, 1978, 400 С.

## РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА СИНТЕЗА ЭПИТАКСИАЛЬНОГО СЛОЯ $\beta$ -SiC ДЛЯ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПРИБОРОВ ВОЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ

В. О. Кузьмина, С.А. Солдатенко

ВУНЦ ВВС «ВВА имени профессора Н.Е. Жуковского и Ю.А. Гагарина», г. Воронеж

В работе описаны перспективы использования нового метода получения тонких пленок кубического карбида кремния ( $\beta$ -SiC). Также приведены другие способы формирования слоя и сравнительная характеристика с новым методом. Методами просвечивающей электронной микроскопии (ПЭМ), дифракции быстрых электронов на отражение (ДБЭ) исследованы ориентация и субструктура синтезированных пленок.

The paper presents the prospects of using a new method for obtaining thin film of cubic silicon carbide ( $\beta$ -SiC). Also the above alternative methods and comparative characteristics with a new method. By the methods of transmission electron microscopy (TEM), diffraction of fast electrons by reflection (DBE), the orientation and substructure of the synthesized films were studied.

В последние годы резко вырос интерес к тугоплавким широкозонным полупроводникам, таким как GaN, AlN, BN, ZnO. Высокая подвижность электронов, большая величина электрического поля пробоя в сочетании с прекрасными термохимическими характеристиками обуславливают огромные перспективы использования этих материалов для изготовления полупроводниковых приборов различного назначения. Реализация высоких потенциальных возможностей этих материалов, однако, тормозится в связи с отсутствием качественных эпитаксиальных слоев этих материалов.

Нерешенной проблемой создания эпитаксиальных пленок широкозонных полупроводников на подложке кремния является проблема упругих напряжений, неизбежно возникающих при гетероэпитаксии в системах с большим несоответствием решеток и различием температурных коэффициентов линейного расширения. В результате гетероэпитаксиальные пленки содержат большое количество дефектов, сильно ухудшающих электрофизические свойства полупроводниковых приборов. Одним из возможных путей решения данной проблемы является создание промежуточного буферного слоя SiC между кремнием и пленками широкозонных полупроводников, так как карбид кремния обладает параметрами решетки, близкими к параметрам решеток таких материалов, как GaN, AlN, ZnO. Буферный слой должен удовлетворять следующим требованиям: с одной стороны, кристаллическим совершенством, так как структура растущего слоя во многом определяется состоянием поверхности, а именно кристаллическим совершенством подложечного материала, с другой стороны, он должен быть достаточно пластичным для эффективной релаксации напряжений, возникающих в гетероэпитаксии.

В настоящее время известно несколько способов формирования буферного слоя SiC на подложке Si. Наибольшее распространение получил способ карбидизации поверхности кремниевой подложки [1]. Этот способ заключается в том, что

непосредственно перед эпитаксией поверхность кремниевой подложки обрабатывается при температуре 1100 – 1350 °C газообразным углеводородом. Атомы углерода, образующиеся при пиролизе углеводорода, взаимодействуют с кремнием, и на поверхности подложки формируется тонкий буферный слой карбида кремния. На этот буферный слой и производится осаждение эпитаксиального слоя карбида кремния или других широкозонных полупроводников. Толщина буферного карбидизированного слоя обычно не превышает нескольких десятков нанометров. Скорость его роста ограничивается малым значением коэффициента диффузии кремния через образовавшийся слой карбида кремния к поверхности, где атомы кремния могли бы взаимодействовать с атомами углерода. Столь малая толщина буферного слоя затрудняет релаксацию механических напряжений в буферном слое и полностью не устраняет дефектность последующих эпитаксиальных пленок. В России данные работы проводятся в институте проблем машиноведения РАН, (г. Санкт-Петербург) совместно с Физико-техническим институтом им. А.Ф.Иоффе РАН, (г. Санкт-Петербург) и Институтом прикладной математики и механики (г. Санкт-Петербург).

Другой способ – создание пористого эпитаксиального слоя SiC на поверхности кремниевой подложки [2-3]. Данный метод разрабатывается научными группами в Национальном исследовательском ядерном университете МИФИ, (г. Москва). Как показали исследования, проведенные в Национальном исследовательском ядерном университете МИФИ, гетероструктуры пористый слой SiC -Si позволяют практически полностью устранить механические напряжения. В то же время недостаточное качество эпитаксии буферного пористого слоя затрудняет последовательное наращивание совершенных по структуре слоев широкозонных полупроводников.

Наилучшие результаты по созданию эпитаксиальных гетероструктур широкозонных полупроводников на кремниевой подложке получены методами “сверхроста” и “Пендео” в лаборатори-

ях NASA's Glenn Research Center (США) [4]. Суть этих методов заключается в следующем. С помощью метода литографии формируются эпитаксиальные наноразмерные островковые или линейные столбчатые структуры SiC на поверхности кремниевой подложки. Затем на сформированные структуры наносят пленки SiC. При этом упругие напряжения, локализованы в области “столбов”, остальная же часть пленки не содержит напряжений. В лабораториях НАСА США созданы эпитаксиальные совершенные гетероструктуры широкозонных полупроводников полученных методами “сверхроста” и “Пендео”. Однако данный способ формирования буферного подслоя очень дорог, не технологичен, а сам процесс выращивания занимает длительное время.

Авторами разработан способ синтеза пленок SiC методом импульсной фотонной обработки некогерентным светом. В отличие от существующих методов синтеза буферных слоев (метод высокотемпературного отжига кремния в углеродсодержащей среде (ИПМАШ РАН, ФТИ им. А.Ф.Иоффе РАН, ИПММ) и метод создания пористого эпитаксиального слоя SiC на поверхности кремниевой подложки (МИФИ)) предлагаемый способ позволит с одной стороны получить эпитаксиальные пленки SiC при малой длительности процесса, а с другой – демпфировать напряженное состояние в гетероструктурах с большим структурным несоответствием за счет формирования пористой структуры в матрице Si. По сравнению с разрабатываемыми методами “сверхроста” и “Пендео” в лабораториях NASA's Glenn Research Center (США) предлагаемый способ более экономичен и технологичен, так как не требует достаточно сложного оборудования и длительных по времени техпроцессов (фотолитографии, создание предвительной столбчатой структуры и др.)

Методом импульсной фотонной обработки (ИФО) пластины кремния (толщиной 450 мкм) покрытой аморфным углеродом (толщиной около 30 – 50 нм) синтезирована эпитаксиальная гетероструктура  $\beta$ -SiC/Si. Синтез осуществлен путем твердофазного взаимодействия между пленкой аморфного углерода и подложкой кремния при активировании процессов излучением мощных импульсных ксеноновых ламп (диапазон длин волн 0,2-1,2 мкм). ИФО проводили в модифицированной вакуумной установке пакетом импульсов с плотностью энергии ( $E_{и}$ ) поступающего на образец в диапазоне от 180 до 240 Дж·см<sup>-2</sup> в течении от 2 до 3 с.

Установлено пороговое значение  $E_{и} = 200$  Дж·см<sup>-2</sup> необходимое для синтеза пленки  $\beta$ -SiC на поверхности моно-Si.

Методами просвечивающей электронной микроскопии (ПЭМ), дифракции быстрых электронов на отражение (ДБЭ) исследованы ориентация и субструктура синтезированных пленок. Показано, что для пленок SiC на моно-Si при исследованной  $E_{и}$  характерны достаточно четкие двухосные текстуры с преимущественной ориентацией большей части кристаллитов по соотношениям (001),  $[1\bar{1}0]$ SiC II (001),  $[1\bar{1}0]$ Si. Из картин ДБЭО (зона съемки  $\langle 110 \rangle$ Si) следует, что зерна образующие двухосную текстуру, достигают приповерхностной области. Кроме того, наряду с параллельной ориентацией, имеются зерна в двойниковой (180 – градусной) ориентации и произвольно ориентированные зерна. Слабая относительная интенсивность колец на электронограмме ДБЭО свидетельствует о том, что доля произвольно ориентированных зерен на поверхности ниже, чем в объеме пленки SiC, вследствие их преимущественного роста.

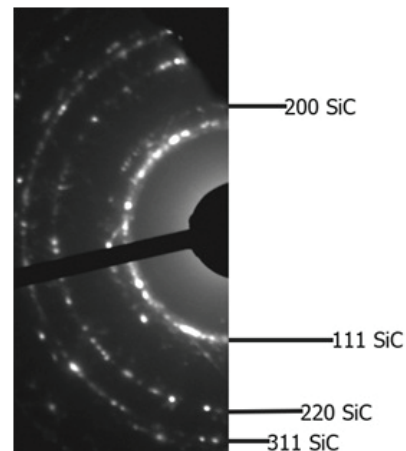


Рисунок 1 - Картина микродифракции

Пленки SiC – сплошные и имеют блочную нанокристаллическую субструктуру. Темнопольный анализ показал, средний размер не превышает 40 нм на (001)Si и при  $E_{и} = 200$  Дж·см<sup>-2</sup>. Высокая дисперсность пленок обусловлена высокой плотностью зарождения при многоориентационной эпитаксии на Si и склонностью кристаллической структуры SiC к двойникованию. Толщинный контраст выявляет под пленкой SiC участки в виде полостей в приграничных слоях Si. Полости имеют тенденцию к кристаллографическому ограничению, их размеры увеличиваются с увеличением  $E_{и}$ : 0,05 мкм при 220 Дж·см<sup>-2</sup> и 0,1 мкм при 240 Дж·см<sup>-2</sup>.

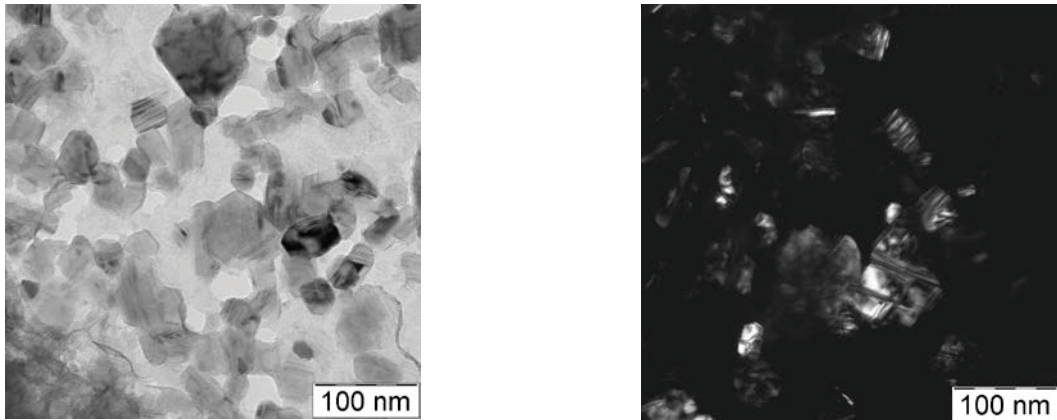


Рисунок 2 - Светлопольное и темнопольное изображения

1 Кукушкин С.А., А.В.Осипов, С.К.Гордеев, С.Б.Корчагина  
Метод неравновесной гетероэпитаксии карбида кремния на кремнии // Письма в ЖТФ. 2005.- Т.31.- В.20.- С.6-13

2 Chang C.C., Lee C.H. The study of highly crystalline ZnSe growth on porous silicon. // Journal of materials science. 2001.- № 36.- P.3801 – 3803.

3 Сорокин Л.М., Савкина Н.С., Шуман В.Б., Лебедев А.А., Мосина Г.Н., Хатчисон Дж. Особенности структуры

пористого слоя карбида кремния полученного электрохимическим травлением на подложках 6H-SiC // Письма в ЖТФ. 2002.- Т.28.- Вып. 22.- С.23 – 31.

4 Nishino S., Jacob C., Okui Y., Oshima S., Masuda Y.  
Lateral over-growth of 3C-SiC on patterned Si (111) substrates // J. Cryst.Growth. 2002.- V.237–239.- P.1250–1253



## МЕТОДИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИССЛЕДОВАНИЯ СТРУКТУРНО-ФАЗОВОГО СОСТОЯНИЯ ВАКУУМНЫХ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ

И.С. Левин<sup>1,2</sup>, М.М. Хрущов<sup>1</sup>, В.М. Авдюхина<sup>2</sup>, В.А. Шергунов<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [michel\\_x@mail.ru](mailto:michel_x@mail.ru)

<sup>2</sup>Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия

Проанализированы вопросы методики рентгендифрактометрического исследования особенностей атомной структуры многофазных наноструктурированных покрытий и тонких пленок конечной толщины, нанесенных на подложки различной природы с использованием соотношений, позволяющих измерять интенсивность рентгеновского рассеяния материалом тонкого покрытия, как объемным материалом. Приводятся примеры применения разработанной методики к изучению структуры ряда покрытий, полученных вакуумным ионно-плазменным напылением.

### Введение

Развитие современных технологий, используемых в микроэлектронике, технике высокотемпературной сверхпроводимости, машино- и приборостроении, привело к достаточно широкому распространению различных методов получения тонких слоев, основанных на принципах осаждения из газовой (паровой) фазы [1-5]. Традиционно при изучении особенностей атомно-кристаллического строения таких систем принято рассматривать состоящий из покрытия и подложки композит, как объемный объект, однако такой подход при изучении пленок ограничивается рядом обстоятельств. Это – достаточно малые толщины представляющих непосредственный интерес объектов. Традиционная рентгенография требует наличия достаточно «рентгеновски» толстых слоев, получить которые не всегда возможно, например, в силу технологических причин. Кроме того, следует учитывать возможность сильной зависимости свойств материала покрытий от толщины, значительную пространственную неоднородность фазового состава, напряженного состояния и функциональных свойств приводит к тому, что информация о структуре усредняется по объему участвующего в формировании дифракционной картины слоя. Исследуемые покрытия часто представляют собой многослойную композитную структуру, как обладающую четко выраженными границами раздела, так и без таковых. Примерами могут служить естественные или полученные искусственно модулированные структуры, подвергшиеся термическому воздействию и диффузионные слои, сверхрешетки и т.п. Различным может также быть структурно-фазовое состояние исследуемых объектов (полностью или частично кристаллические материалы, нанокристаллические и аморфные слои и т.д.).

Значительная величина технологически обусловленных термических и структурных напряжений, существующих в системе покрытие—подложка, сильно снижает возможности исследования структурного состояния покрытий в отделенном от подложки состоянии. Представляется более естественным изучать пленки непосредствен-

но на материале основы, в котором существующие напряжения уравниваются подложкой, причем, если в качестве подложки используется тот же материал, что и в реальном изделии, структурное состояние покрытия будет близко к существующему в условиях эксплуатации. В этой связи необходима методика корректного учета вклада подложки в общий фон рассеяния от образца с покрытием. Данный метод оценки может оказаться полезным применительно к анализу аморфных и наноматериалов, систем с ближним порядком, либо находящихся вблизи фазового перехода, когда требуется детальный анализ диффузного фона или отдельных линий материала покрытия, а областями обратного пространства вблизи линий подложки можно пренебречь.

### Цель работы

Разработать методику корректного учета вклада подложки в общий фон рентгеновского рассеяния от образца с покрытием и рассмотреть примеры ее использования при решении конкретных задач, связанных с изучением наноструктурированных покрытий, полученных в сильно неравновесных условиях..

### Теория

Ниже будем использовать величины интенсивности, отнесенные к единице состава. Можно показать, что величина рассеяния, связанная с единицей состава, численно совпадает с интенсивностью излучения, дифрагированного единичным объемом. Это позволяет использовать данный подход как применительно к исследованию аморфного состояния, так и в "стандартном" методе диффузного рассеяния. Интенсивность рассеяния единицей состава равна  $I = n I_{ат}$ , где  $n = Z/\Omega$  — атомная плотность;  $I_{ат}$  — интенсивность рассеяния атомом в электронных единицах;  $\Omega$  — объем элементарной ячейки;  $Z$  — число единиц состава в ней. Интенсивность рассеяния плоским образцом с пленкой, измеренная экспериментально, может быть записана в виде [6]:

$$I_{изм} = I_{(0)} \cdot \left( \frac{e^2}{mc^2} \right)^2 \cdot S_{(0)} \cdot \frac{1 + \cos^2 2\vartheta_m \cdot \cos^2 2\vartheta}{1 + \cos^2 2\vartheta_m} \cdot A \cdot I_{обр} \cdot \Delta V, \quad (1)$$

где  $I_{(0)}$  — интенсивность первичного пучка;  $(e^2/mc^2)^2$  — томсоновский множитель;  $\vartheta_m$  — угол отражения рентгеновского излучения кристаллом-монохроматором;  $S_{(0)}$  — сечение первичного рентгеновского пучка;  $I_{обр}$  — интенсивность рассеяния единицей объема образца в электронных единицах;  $\Delta V$  — рассеивающий объем обратного пространства.

$$I_{обр} A = (I_1/2\mu_1) [1 - \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)] + (I_2/2\mu_2) \exp(-2\mu_2 t / \sin \vartheta), \quad (2)$$

где  $\mu_i$  — линейные коэффициенты поглощения покрытия ( $i = 1$ ) и подложки ( $i = 2$ );  $I_i$  — соответствующие интенсивности рассеяния единицами объема. Поскольку для покрытия договорились использовать интенсивность рассеяния единицей состава, а для подложки — интенсивность в расчете на атом, можно записать формулу (2), как сумму вкладов от  $n_1^{(ec)} I_1^{(ec)}$  и  $n_2^{(at)} I_2^{(at)}$ .

Процедура абсолютизации интенсивности [8] предполагает использование эталона, атомы которого на больших углах рассеивают независимо. Для

Поскольку рассматриваемый образец представляет пленку толщины  $t$ , нанесенную на подложку, произведение  $A I_{обр}$  будет содержать вклады как от пленки, так и от подложки. Для простоты будем рассматривать симметричный случай. Обобщение на асимметричную геометрию съемки трудностей не представляет (см. ниже). На основе общих соображений [7] можно показать, что

рассеяния эталоном имеем выражение, аналогичное (1), в которое входит коэффициент поглощения эталона  $\mu_{эт}$  и теоретически рассчитанная при фиксированном угле  $\vartheta_{эт}$  интенсивность  $I_{эт}^{(ec)}$ . Поделив выражения для интенсивности рассеяния образцом с покрытием и эталоном друг на друга, получим выражение для константы абсолютизации  $K_{абс}$ . Преобразуя полученные формулы, можно получить окончательное выражение для интенсивности рассеяния материалом покрытия, приведенной к электронным единицам:

$$I_1^{(ec)} = \frac{K_{абс}}{(1 + \cos^2 2\vartheta_m \cos^2 2\vartheta) [1 - \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)]} \frac{I_{изм} / I_{эт}}{K_1} - K_1 \frac{\exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)}{[1 - \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)]} I_2^{(at)}, \quad (3)$$

$$\text{где } K_{абс} = \frac{A_1 \mu_1 / \rho}{A_{эт} \mu_{эт} / \rho_{эт}} (1 + \cos^2 2\vartheta_m \cos^2 2\vartheta_{эт}) I_{эт}^{(ec)}, \quad K_1 = \frac{A_1 \mu_1 / \rho_1}{A_2 \mu_2 / \rho_2}.$$

Выражение (3) существенно отличается от стандартно используемого в теории диффузного рассеяния объемными материалами [6] выражения:

$$I_{обр.}^{(e.c.)} = \frac{K'_{абс}}{1 + \cos^2 2\vartheta_m \cos^2 2\vartheta} \cdot \left( I_{л.р.обр}^{экс} / I_{эт}^{экс} \right), \quad (4)$$

$$\text{где } K'_{абс} = \frac{A_{об} \mu_{об} / \rho_{об}}{A_{эт} \mu_{эт} / \rho_{эт}} \cdot (1 + \cos^2 2\vartheta_m \cdot \cos^2 2\vartheta_{эт}) \cdot I_{эт}^{(ec)}$$

Это связано как с эффектами поглощения, вносящими дополнительную угловую зависимость в интенсивность диффузного фона и влияющими, кроме того, на абсолютную величину интенсивности, так и с появлением вклада, учитывающего

диффузное рассеяние подложкой. Постоянная  $K_1$  в (3) определяется соотношением атомных весов и массовых коэффициентов поглощения веществами пленки и подложки и не зависит от характеристик эталона. Величина  $I_2^{(at)}$ , входящая в (3), может быть либо получена экспериментально путем независимых измерений, либо рассчитана теоретически, используя формулы для интенсивностей отдельных вкладов в диффузный фон материала подложки [8].

В случае асимметричной геометрии съемки формулу (3) следует, как показывает рассмотрение, аналогичное проведенному при ее выводе, учтя соответствующие факторы поглощения [7], заменить на более сложную:

$$I_1^{(ec)} = \frac{K_{абс}}{1 + \cos^2 2\vartheta_m \cdot \cos^2 2\vartheta} \cdot \frac{(I_{изм} / I_{эт})}{\left\{ 1 - \exp \left[ -\mu_1 t \cdot \frac{\sin \gamma \cdot \sin \delta}{\sin \gamma + \sin \delta} \right] \right\}} - K_1 \cdot \frac{\exp \left[ -\mu_1 t \cdot \frac{\sin \gamma \cdot \sin \delta}{\sin \gamma + \sin \delta} \right]}{\left\{ 1 - \exp \left[ -\mu_1 t \cdot \frac{\sin \gamma \cdot \sin \delta}{\sin \gamma + \sin \delta} \right] \right\}} \cdot I_2^{(at)}, \quad (5)$$

где  $\delta = 2\vartheta - \gamma$ ;  $\gamma$  — угол падения рентгеновского пучка на поверхность покрытия; прочие параметры те же, что в уравнении (3). При измерениях интенсивности рассеяния покрытием и подложкой в асимметричной геометрии съемки следует также учитывать возможность появления эффектов, связанных с «обрезанием» измеренной интенсивности приемной щелью счетчика, и проводить в ходе из-

мерений соответствующую корректировку ее ширины.

С учетом (3) и (4) приведенную к электронным единицам интенсивность диффузного рассеяния покрытием можно записать, как функцию приведенных к эталону значений  $I_{\Sigma}$  и  $I_2$ :

$$I_1^{(e.c.)} = C \cdot \frac{I_\Sigma - I_2 \cdot \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)}{(1 + \cos^2 2\vartheta_M \cos^2 2\theta)[1 - \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)]}, \quad (6)$$

где  $C = K_{\text{abc}}$  - константа для данной геометрии съемки и материала покрытия. Таким образом, при съемке в отсутствие монохроматора угловая зависимость интенсивности рассеяния покрытием, выраженная в электронных единицах, в значительной степени определяется величиной фактора  $\exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)$ , связанного с ослаблением интенсивности подложки нанесенным на неё покрытием.

Значение  $\exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta)$  легко определить в предположении, что вблизи линий подложки суммарная интенсивность диффузного рассеяния системой «покрытие-подложка»  $I_\Sigma$  определяется, главным образом, ослабленной наличием покрытия интенсивностью  $I_2$ :

$$I_\Sigma(\vartheta = \vartheta_{\text{подл}}) \approx I_2(\vartheta = \vartheta_{\text{подл}}) \cdot \exp(-2\mu_1 t / \sin \vartheta). \quad (7)$$

Таким образом, процедура оценки диффузного фона наноструктурированного покрытия состоит из двух этапов: на первом, используя соотношение (7), определяют значение  $\mu_1 t$  - произведения линейного коэффициента поглощения рентгеновских лучей и толщины покрытия; на втором, на основе (6) получают угловую зависимость  $I_1^{(e.c.)}(\theta)$ .

### Примеры применения

Предложенный подход может быть проиллюстрирован результатами, полученными при съемке ряда легированных алмазоподобных и хромуглеродных покрытий, нанесенных на стальные подложки, на рентгеновском дифрактометре с детектором Пельтье и вертикальным гониометром на Си К $\alpha$ -излучении, когда обработку измеренной интенсивности проводили с помощью данной методики.

Дифрактограммы обрабатывались с помощью компьютерных программ Origin 8.5 и Fityk 0.9.4. Исходные дифракционные спектры были сильно зашумлены, поэтому к ним применялся метод сглаживания Савицкого-Голая, сохраняющий особенности рентгеновских экспериментальных спектров. Для описания формы линий подложки и покрытий использовали метод аппроксимации. Затем, по пяти самым сильным дифракционным пикам подложки в соответствии с уравнением (4) определяли величину  $\mu_{\text{покр}} t$ , которую затем использовали для расчета интенсивности рассеяния полубесконечным слоем покрытия. Дальнейший анализ фазового состава анализ обработанных таким образом рентгенограмм покрытий выполнялся с использованием специализированного программного обеспечения дифрактометра и базы данных PDF-2 (ICDD). В случаях, когда в один широкий диффузный максимум покрытия «укладывалось» несколько пиков из базы PDF, эти пики моделировались аппроксимирующими функциями на основе информации об их предполагаемом угловом положении и значений относительных ин-

тенсивностей из PDF-2 и накладывались на экспериментальную кривую в программе Fityk 0.9.4.

При определении фазового состава исследованных покрытий по данным элементного химического анализа вначале, используя картотеку дифракционных данных PDF-2 [9] проводилась выборка фаз, которые могли присутствовать в покрытиях. Затем путем наложения на экспериментальную дифракционную картину штрих-диаграммы, отображающей угловые положения дифракционных пиков для той или иной фазы (рассчитанные по данным из базы), из списка возможных фаз выбирались наиболее вероятные варианты с помощью программы «Match! 1.9» [10]. Критерием выборки служило соответствие положения пиков фазы особенностям формы экспериментальной кривой.

Функционал программы «MDI Jade 6.5» [11] позволял синтезировать суммарную расчетную дифрактограмму для выбранного набора фаз, наличие которых предполагалось в образце покрытия. Данная синтезированная кривая представляла собой сумму пиков, смоделированных функциями псевдо-Войта. Это позволило провести процедуру подгонки расчетной кривой к экспериментальной (после вычитания из нее вклада от подложки) путем вариации интенсивностей, интегральных ширин и удельных долей функций Лоренца и Гаусса в их линейной комбинации. Критерием успешности этой подгонки служила минимизация параметра несоответствия экспериментальная и расчетная интенсивности:

$$R_r = \left( \sum_{i=1}^N |I_i^e - I_i^r| \right) / \sum_{i=1}^N I_i^e \cdot 100\%.$$

В табл. 1 и на рис. 1 приведены некоторые результаты исследования ряда наноструктурированных вакуумных ионно-плазменных покрытий, выполненных авторами. Такие покрытия, примером которых являются алмазоподобные пленки, легированные переходными металлами, способными образовывать фазы внедрения на их основе. Содержат наноразмерные металлические, карбидные и нитридные включения, которые оказывают влияние на физико-механические, прочностными и трибологические свойства. Типичными представителями таких покрытий являются алмазоподобные покрытия (АПП) а-С:Н:Cr:N, исследованные в [12]. Для сравнения приводятся также данные для рентгеноаморфных АПП а-С:Н:W [13] и хромуглеродных покрытий, полученных магнетронным распылением компактированных порошковых мишеней хрома и ультрадисперсных наноалмазов [14].

В табл. 1 представлены результаты количественного фазового анализа, проведенного на основе результатов дифрактометрического исследования и характерные размеры областей когерентного рассеяния (ОКР), которые если удавалось получить информацию по двум порядкам одного отражения, были определены либо по Вильямсону-Холлу, либо, в общем случае, при сильно размытых линиях оценивались по Селякову-Шерреру.

Таблица 1. Химический состав и характеристики структурно фазового состава хромуглеродных покрытий, полученных по магнетронным распылением.

№ обр.	Химический состав, ат.%			Фазовый состав	Отношение долей фаз	$R_p$ , %	Размер ОКР, нм		
	[C]	[N]	[Me]				CrC <sub>x</sub>	CrN <sub>x</sub>	Cr
АПП, легированные хромом; получены реактивным распылением в смеси ацетилен – азот									
1	80	4	15 (Cr)	Cr <sub>7</sub> C <sub>6</sub> , Cr	1 : 1	7.8	–	–	8
2	64	9	27 (Cr)	Cr <sub>23</sub> C <sub>6</sub> , Cr	1 : 3	7.5	1,6	–	9
3	56	16	27 (Cr)	Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> , Cr <sub>2</sub> N <sub>3</sub> , Cr	1 : 1 : 1	3.1	3,3	1,7	11
4	49	18	32 (Cr)	Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> , CrN <sub>3</sub> , Cr	2 : 1 : 1	7.7	3,2	2,8	11
5	27	29	43 (Cr)	Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> , CrN <sub>3</sub> , Cr	1 : 1 : 1	7.2	2,7	4,2	13
Хромуглеродное покрытие, полученное распылением хром-наноалмазной мишени.									
6	41	–	59 (Cr)	Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> , Cr	2 : 3	8	14	–	13
АПП, легированное вольфрамом; получено реактивным распылением в ацетилене									
7	75	–	17 (W)	WC, W <sub>2</sub> C, W	2 : 4 : 3	9	< 1,0		

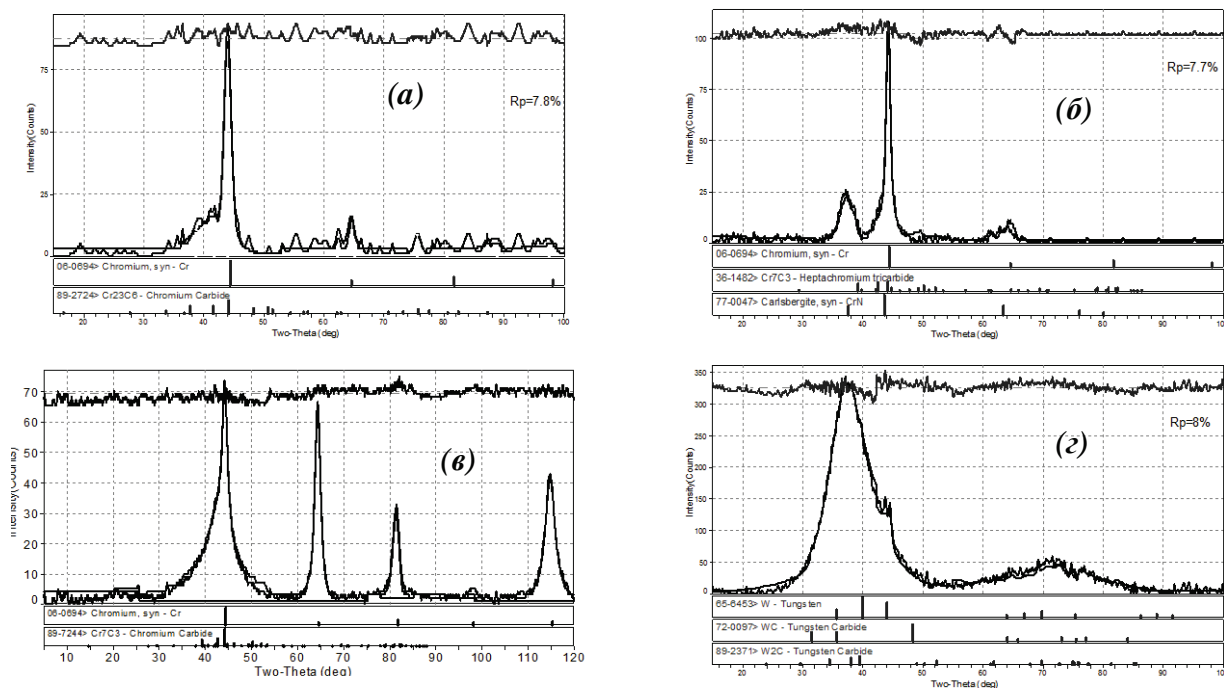


Рис. 1. Кривые интенсивности рассеяния рентгеновских лучей материалом покрытий (нумерация соответствует обозначениям образцов в табл. 1): АПП, легированные хромом, (а) – обр. 1, (б) – обр. 4; (в) – хромуглеродное покрытие, полученное распылением хром-наноалмазной мишени (обр. 6); (г) – АПП, легированное вольфрамом (обр. 7).

## Выводы

Предложенный метод позволяет в ходе дифрактометрических исследований выделить информацию, относящуюся к структуре материала покрытий, и может быть полезен при изучении особенностей структурно-фазового состояния многофазных нанокompозитных покрытий и объяснения поведения их функциональных свойств.

Исследования выполнено при поддержке РФФИ (проект № 15-08-05264).

1. Современные методы упрочнения поверхностей деталей машин. / Научно-технический прогресс в машиностроении. М.: МЦНТИ. 1989. Вып.9. 286 с.
2. Методы и средства упрочнения поверхностей деталей машин концентрированными потоками энергии / Под ред. Гусенкова А.П. М.: Наука. 1992. 404 с.
3. Методы упрочнения поверхностей деталей машин / Под ред. Москвитина Г.В. М.: КРАСАНД. 2008. 400 с.
4. Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Москвитина Г.В. М.: ЛЕНАНД. 2013. 400 с.

5. Ahmed N.A.G. Ion Plating Technology: Development and Applications. N.Y.: Wiley. 1987. 172 p.
6. Иверонова В.И., Ревкевич Г.П. Теория рассеяния рентгеновских лучей. М.: Изд. Моск. ун-та. 1978. 278 с.
7. Жданов Г.С. Основы рентгеновского структурного анализа. М.,Л.: ГИТТЛ. 1940. 390 с.
8. Иверонова В.И., Кацнельсон А.А. Ближний порядок в твердых растворах. М.: Наука. 1977. 256 с.
9. <http://www.icdd.com/products/pdf2.htm>
10. <http://www.crystalimpact.com/match/>
11. <http://www.materialsdata.com/products.htm>
12. Хрущов М.М., Атаманов М.В., Марченко Е.А. и др. // Изв. РАН. Сер. физич., 2014, 78 (10), 1257-1265.
13. Khrushchov M., Levin I., Marchenko E., a.o. // J. Phys.: Conf. Ser. 2016. 729. 012016.
14. Атаманов М.В., Хрущов М.М., Марченко Е.А., Шевченко Н.В. и др. // Вакуумная техника и технологии – 2017: Труды 24-й Всерос. науч.-технич. конф. С.-Петербург, 6–8 июня 2017 г. СПб.: Изд-во СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2017. С.108-111.

## АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ НА ОПОРАХ КАЧЕНИЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

В.А. Лизогуб

Предложен метод выбора параметров шпиндельных узлов на опорах качения для металлорежущих станков. Выбирается тип подшипников, компоновочная схема, определяются элементы конструкции для различных станков по основным критериям: точность, технологичность, жёсткость и виброустойчивость и др.

Ключевые слова: шпиндельный узел; подшипники качения; компоновочная схема; проектные параметры.

The method of selection of parameters of spindle assemblies on rolling bearings for machine tools. Bearing type is Selected, layout scheme, determine the design elements for different machines according to the main criteria: accuracy, adaptability, rigidity and vibration resistance, etc. Key words: spindle Assembly; bearings; layout; design parameters.

На основе многолетнего опыта сбора информации и создания шпиндельных узлов (ШУ) различных станков предложена структурная схема информационной системы разработки ШУ на опо-

рах качения для металлорежущих станков, представлена на рис. 1. Она состоит из целого ряда информационных подсистем.

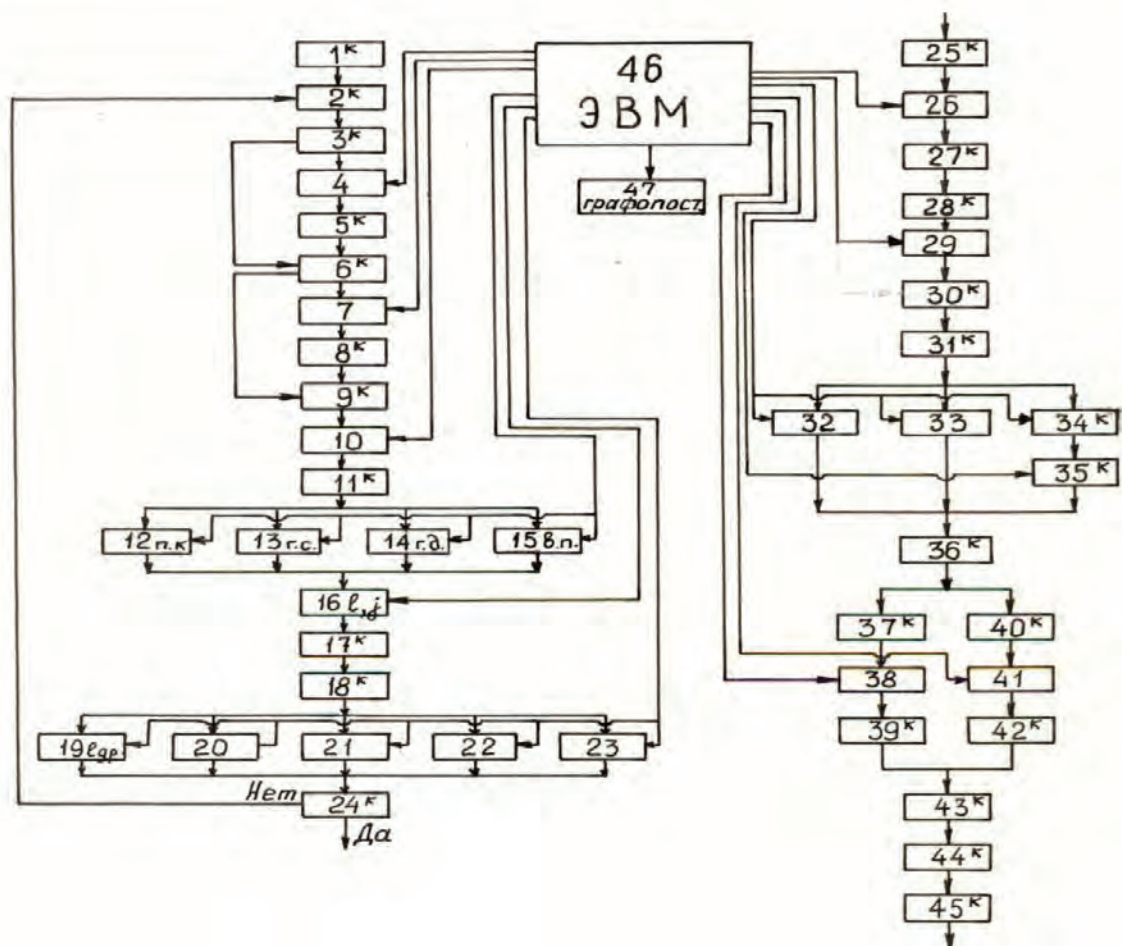


Рис. 1. Структурная схема информационной системы разработки шпиндельного узла

Поскольку не все этапы создания сложной техники поддаются формализации в основу информационной системы для синтеза ШУ были положены следующие принципы:

1. Многоуровневый процесс разработки ШУ, т.е. разделение решения задачи на этапы. На каждом из них выбор вариантов осуществляется по своим критериям и ограничениям, указанным

в графе научных основ выбора параметров [1], причём результаты предыдущего этапа являются исходными для последующего.

2. На начальных стадиях разработки отказ от полной автоматизации процесса, т.е. организация работы в режиме диалога между разработчиком и ЭВМ, таким образом, что результаты машинного выбора в конце каждого этапа посту-

пают к разработчику, который окончательно выбирает вариант с учётом не формализованных зависимостей.

Таким образом, схема процесса выбора параметров ШУ состоит из этапов, каждый из которых в свою очередь, включает два элемента – операции расчёта и конструирования и операцию порогового отбора решений.

Операции в блоках, помеченных буквой "к" выполняет разработчик. Если существующие зависимости формализованы, то они анализируются и оцениваются ЭВМ.

Блоки выполняют следующие функции:

Блок 1<sup>к</sup> – составление технического задания на проектирование ШУ.

Блок 2<sup>к</sup> – анализ технического задания и выбор типа привода [1].

Блок 3<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для поиска типа подшипников для ШУ.

Блок 4 – поиск типа подшипников [1].

Блок 5<sup>к</sup> – анализ полученных типов подшипников.

Блок 6<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для поиска компоновочной схемы ШУ.

Блок 7 – определение компоновочных параметров ШУ (выбор компоновочной схемы ШУ и типа системы смазки опор). Проводится по результатам нашей работы [3, 7].

Блок 8<sup>к</sup> – анализ и уточнение полученных компоновочных параметров ШУ.

Блок 9<sup>к</sup> – подготовка данных для эскизного проекта ШУ.

Блок 10 – разработка эскизного проекта ШУ (определение диаметра шпинделя в передней опоре, длины переднего конца шпинделя и зависимых геометрических параметров. При этом межопорное расстояние предварительно можно принять для компоновочных схем 1,2,3,4, близким к  $(2,5-3)d$  или  $3a$ , для схем 5,6 близким к  $(3,5-4)d$ , для схем 7,8,9 близким к  $(4,5-6)d$  [1].

Блок 11<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для статического расчёта и расчёта геометрических параметров ШУ.

Блок 12 – расчёт жёсткости подшипников качения (проводится по методике [1, 4]).

Блок 13 – расчёт гидростатических подшипников (проводится по методике ЭНИМС).

Блок 14 – расчёт гидродинамических подшипников (проводится по методике ЭНИМС).

Блок 15 – расчёт подшипников с газовой смазкой (проводится по методике ЭНИМС).

Блок 16 – расчёт оптимального межопорного расстояния и жёсткости ШУ при оптимальном межопорном расстоянии с учётом заземляющего момента в передней опоре шпинделя [1].

Блок 17<sup>к</sup> – анализ результатов расчёта межопорного расстояния и жёсткости.

Блок 18<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для расчёта жёсткости ШУ с выбранными конструктором параметрами.

Блок 19 – расчёт жёсткости с выбранным межопорным расстоянием [1].

Блок 20 – расчёт перемещения "у" переднего конца шпинделя с приводом от зубчатого колеса, расположенного между опорами и выбор места расположения приводного зубчатого колеса [5, 6].

Блок 21 – расчёт перемещения "у" переднего конца шпинделя с приводом от передачи на заднем конце (сила действия натяжения ремня и сила резания направлены в одну сторону) (алмазно-расточные головки) [5, 6].

Блок 22 – расчёт перемещения "у" переднего конца шпинделя с приводом от ременной передачи на заднем конце (сила действия натяжения ремня и сила резания направлены в разные стороны) (внутришлифовальные головки) [5, 6].

Блок 23 – расчёт трехопорного ШУ. Проводится по методике, разработанной в ЭНИМС, в Вильнюсском филиале ЭНИМС А.Д. Рупайнисом или по графикам фирмы SKF.

Блок 24<sup>к</sup> – анализ результатов расчета.

Блок 25<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для динамического расчета.

Блок 26 – динамический расчет ШУ (проводятся по методике ЭНИМС или [1]).

Блок 27<sup>к</sup> – анализ результатов динамического расчёта.

Блок 28<sup>к</sup> – запись основных размеров ШУ для расчёта точности деталей ШУ.

Блок 29 – расчёт точности деталей ШУ и класса точности подшипников качения [1].

Блок 30<sup>к</sup> – анализ результатов расчета точности деталей ШУ и класса точности подшипников.

Блок 31<sup>к</sup> – заполнение исходных данных для расчёта допуска на размер посадочных поверхностей шпинделя и корпуса под опоры и радиального зазора-натяга опор.

Блок 32 – выбор радиального зазора-натяга опор (проводится для радиально-упорных шарикоподшипников по методике ЭНИМС или фирмы ФАГ, для двухрядных роликоподшипников типа 3182100 по [1], зазор-натяг конических роликоподшипников выбирается по рекомендациям фирм Тимкен или Гамет).

Блок 33 – расчёт допусков на размер шеек шпинделя и отверстий корпуса под подшипники качения [1].

Блок 34<sup>к</sup> – выбор типа и параметров уплотнений (часть расчетов при необходимости может выполнять ЭВМ, а также разработчик может выбрать параметры уплотнения по таблицам) [8].

Блок 35<sup>к</sup> – выбор параметров системы смазки (для некоторых конструкций при пластичной и жидкой смазке конструктивные элементы выполняются по [1], для остальных случаев по методике ЭНИМС).

Блок 36<sup>К</sup> – анализ полученных результатов.

Блок 37<sup>К</sup> – заполнение исходных данных для теплового расчёта ШУ.

Блок 38 – тепловой расчёт ШУ проводится по методике ЭНИМС.

Блок 39<sup>К</sup> – анализ результатов теплового расчёта.

Блок 40<sup>К</sup> – заполнение исходных данных для расчёта долговечности подшипников ШУ.

Блок 41 – расчёт долговечности подшипников ШУ [4].

Блок 42<sup>К</sup> – анализ результатов расчета долговечности.

Блок 43<sup>К</sup> – оформление технического проекта.

Блок 44<sup>К</sup> – анализ технического проекта.

Блок 45<sup>К</sup> – выдача данных на детализовку.

Блок 46 – решение вышеуказанных задач на ЭВМ.

Блок 47 – графопостроитель.

В конкретных условиях выбора параметров, в зависимости от имеющегося опыта, степени использования аналогов разработчик решает, выполнять ему все этапы или некоторые опустить.

#### **Выводы.**

Предложенная в данной работе структурная схема информационной системы позволяет конструктору пройти последовательно все стадии проектирования наиболее сложного и важного узла станка, влияющего на качество всего станка и на каждом этапе выбрать рациональное решение.

Структурная схема информационной системы построена на основе установленных и

имевшихся зависимостей между техническим заданием, техническими ограничениями и характеристиками ШУ и предназначена для выбора параметров ШУ отвечающих заданным требованиям, каждый этап которой состоит из операции расчёта и выбора параметров и операции порогового отбора решений.

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

2. Лизогуб В.А. Конструирование и расчёт шпиндельных узлов на опорах качения. //Станки и инструмент.1980. №5. С.18-20.

3. Лизогуб В.А., Проворов А.Ю. Проектирование компоновочных схем шпиндельных узлов на опорах качения. М.: «СТИН» №12, 1995. -С.13-16.

4. Перель Л.Я., Филатов А.А. Подшипники качения. Справочник. - М.: Машиностроение, 1992.- 607 с.

5. Лизогуб В.А. Уточнённый расчёт деформаций мехатронного шпиндельного узла с борштангой (заготовкой, установленной в патроне) и их влияние на точность обработки. Мехатроника, робототехника, автоматизация. Сборник научных трудов I Всероссийской научно-технической интернет-конференции. М.: МГУПИ.2007.-С.82-88.

6. Лизогуб В.А. Уточнённый расчёт деформаций шпиндельного узла с заготовкой, установленной в патроне и заднем центре и их влияние на точность обработки с разным расположением привода вращения шпинделя. В сб. Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении. Научные труды II международной научной конференции. -М.: ИМАШ РАН, 2012.- С.261-267.

7. Лизогуб В.А. Выбор места установки упорных подшипников в шпиндельных узлах шлифовальных станков. //Обработка материалов резанием./ М.: ВЗМИ. 1976. -С. 124-132.

8. Лизогуб В.А., Кушнир А.П. Выбор уплотнений опор качения шпиндельных узлов станков. М.: //Станки и инструмент №5, 1991. -С.18-20.

9. Каталоги иносфирм SKF, FAG, TIMKEN, BARDEN, SNFA, KOYO, FAFNIR.

## ВЛИЯНИЕ МАТЕРИАЛОВ ОСНОВЫ И КОНТР-ТЕЛА НА СТРУКТУРУ И СМАЗОЧНОЕ ДЕЙСТВИЕ ПОКРЫТИЙ ДИСЕЛЕНИДОВ ВОЛЬФРАМА И МОЛИБДЕНА

Т.А.Лобова<sup>1</sup>, Е.А.Марченко<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Национальный исследовательский технологический университет МИСиС, Москва, Россия;

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

Рассмотрено влияние состояния подложки (шероховатости поверхности, микронапряжений, размера зерна, текстуры) на структуру и трибологические свойства покрытий из диселенидов вольфрама и молибдена, полученных термодиффузионным синтезом. Показана роль материала контр-тела в формировании перенесенной пленки твердой смазки, ее состава и смазочного действия.

**Ключевые слова:** диселениды вольфрама и молибдена, столбчатая структура, преимущественная ориентация, микротвердость, трибологические характеристики, перенесенная пленка, смазочные свойства.

Трибологические характеристики дихалькогенидов переходных металлов ( $MeX_2$ ) определяются сочетанием их структуры со способностью формировать в процессе трения прочную смазочную пленку на контр-теле. Для исследования были выбраны покрытия из диселенидов молибдена и вольфрама, технология получения которых методом термодиффузионного синтеза в парах селена наиболее полно отработана при селенировании компактного молибдена. Установлено, что помимо температуры и давления пара селена важными факторами, влияющими на формирование покрытий  $MoSe_2$ , являются напряженное состояние, размер зерна и наличие собственной текстуры подложки. Показано, что покрытия имеют столбчатую структуру, обусловленную ориентацией плоскостью (110) параллельно поверхности подложки, а изменения размера зерна, микронапряжений, макро- и микродефектов подложки приводят к изменению степени ориентации покрытий  $MoSe_2$  и их плотности. Отмечено существенное ослабление текстуры покрытий  $MoSe_2$ , полученных на образцах спеченного молибдена, отожженного при  $1300^\circ C$  (выше температуры рекристаллизации): по данным рентгено-структурного анализа после отжига размер зерна увеличивается примерно в 2 раза по сравнению с исходным. Глубокое снятие напряжений при отжиге при  $1000^\circ C$  (температура полигонизации и первичной рекристаллизации) создает благоприятные условия для формирования покрытий  $MoSe_2$  с высокой степенью ориентации плоскостью (110) параллельно поверхности и получения прочных и износостойких покрытий [1]. Установлено, что существует прямо пропорциональная связь между степенью ориентации и микротвердостью покрытий, при этом чем больше микротвердость, тем меньше износ, меньше коэффициент трения и короче период приработки.

Существенную роль в формировании ориентированных слоев играет и собственная текстура подложки. Изучение процесса селенирования образцов из монокристалла молибдена показало, что покрытия диселенида молибдена, ориентированные плоскостью (110) параллельно поверхности, обра-

зуются на поверхности молибдена, совпадающей с кристаллографической плоскостью (110)  $Mo$ , в то время, как на поверхности, совпадающей с кристаллографической плоскостью (100), покрытия преимущественной ориентации не имеют.

Развитие метода термодиффузионного синтеза толстых (более 10 мкм) покрытий дихалькогенидов тугоплавких металлов происходит в направлении использования в качестве подложки жаропрочных, жаростойких сталей и сплавов, предварительно покрытых молибденом.

Из существующих методов получения покрытий тугоплавких металлов на конструкционных сплавах наиболее полно удовлетворяют требованиям по качеству ионно-плазменные методы, однако в процессе их нанесения может возникнуть пористость, влияющая на диффузионные процессы при селенировании. Исследования на модельных образцах молибдена с различной пористостью показали, что существует максимальный порог пористости подложки, на которой в процессе термодиффузионного синтеза можно сформировать текстурированные покрытия  $MoSe_2$  с высокой адгезией к подложке. Эта пористость должна находиться в пределах до 10 %. Образование текстурированных покрытий  $MoSe_2$  на образцах с пористостью 10-15 % весьма проблематично; с пористостью более 15-20 % - практически невозможно. Установлены критические значения пористости и напряжений в плазменных и магнетронных покрытиях молибдена, определяющие возможность получения текстурированных покрытий  $MoSe_2$  в процессе их химико-термической обработки в парах селена (пористость до 6 %) [2].

Необходимым условием реализации смазочного действия дихалькогенидов тугоплавких металлов является формирование смазочного слоя на контр-теле. При трении покрытий в паре с большинством металлов, используемых в трибосопрежениях, образуются плотные, равномерно распределенные по поверхности пленки. Исключение составляют контр-тела из титана и его сплавов, на поверхности которых пленки расположены неравномерно и имеют разную толщину. Результаты ис-



следования трибологических характеристик покрытий из диселенидов вольфрама и молибдена, легированных галлием и индием, в паре с титановым сплавом ВТ-6 и жаропрочной сталью ЭИ-437Б приведены на рис.1. Испытания проводили по схеме «вал-плоскость» на воздухе при давлении 1 МПа и скорости скольжения 0,015 м/с. Во всех случаях модифицирование снижает интенсивность изнашивания в несколько раз при комнатной температуре и на 1...1,5 порядка при температуре 500° С. Поскольку износостойкость и смазочное действие модифицированных покрытий являются комплексной характеристикой, в зависимости от условий испытаний и материала контртела возможен избирательный перенос отдельных составляющих компонентов.

Рентгеновский анализ фазового состава поверхности композиционного материала  $WSe_2-Ga/In$  и контр-тела до и после трения. показал существенное различие. После трения в паре со стальным контр-телом фазовый состав поверхности композиционного материала меняется незначительно – помимо  $WSe_2$  и  $W$  появляется небольшое количество  $GaSe$ . При трении в паре с титановым сплавом состав поверхностного слоя композиционного материала  $WSe_2-Ga/In$  резко отличается от исходного: четко видны участки двух типов – блестящие и матовые. На блестящих участках фиксируется вольфрам, диселенид и диоксид вольфрама, на матовых – дополнительно селенид галлия. Сформировавшиеся на контртеле пленки также отличаются друг от друга по составу: на поверхности стального фиксируются  $\alpha - Fe, WSe_2, W, GaSe_2, WO_2$ , а на поверхности из титанового сплава -  $Ti$  и  $WSe_2$ . Кроме того, на поверхности стального образца пленка распределяется равномерно, в то время, как на поверхности образца из титанового сплава - неравномерно и имеет разную толщину [3].

В результате комплексного исследования структуры и свойств покрытий из диселенидов вольфрама и молибдена, полученных обработкой конструкционных сплавов в парах селена, выявлены особенности их формирования на компактном металле, определен структурный критерий износостойкости и его зависимость от состояния подложки. Показано влияние материала на особенности образования смазочной пленки на контр-теле.

- 1.Лобова Т.А., Марченко Е.А. Оптимизация структуры и трибологических характеристик твердосмазочных покрытий на основе дихалькогенидов тугоплавких металлов. Труды VI Международного симпозиума по трибофатике 25 октября-1 ноября, 2010, Минск, Беларусь, С. 713-719.
- 2.Лобова Т.А., Лобанов М.В Исследование влияния морфологии подложки на структуру и триботехнические свойства покрытий  $MoSe_2$ , полученных химико-термическим методом. Современные наукоемкие технологии, 2004 № 2, С 154-157.
3. Лобова Т.А., Марченко Е.А. Трибологические свойства покрытий  $W(Mo)Se_2-Ga/In$ . Трение и смазка в машинах и механизмах, 2006, №11, С. 27-31.

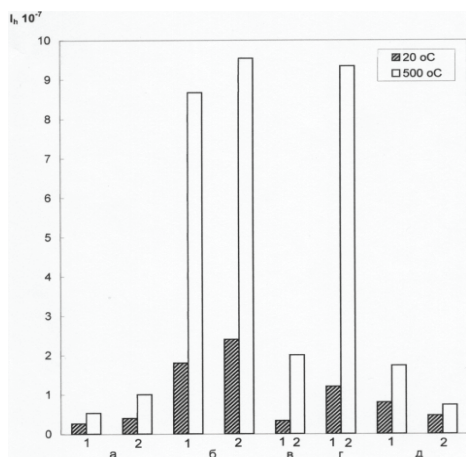


Рис. 1 Интенсивность изнашивания чистых и модифицированных  $Ga/In$  покрытий  $WSe_2$  и  $MoSe_2$ : 1 – ЭИ 437Б; 2 – ВТ-6; а – покрытие  $WSe_2 - 15\% Ga/In$ ; б – покрытие  $WSe_2$ ; в – покрытие  $MoSe_2 - Ga/In$ ; г – покрытие  $MoSe_2$ ; д – композит  $WSe_2 - 25\% Ga/In$ .  
(■ – 20 °C; □ – 500 °C)

## КОМПЛЕКС РАБОТ, НАПРАВЛЕННЫХ НА ПРОДЛЕНИЕ СРОКОВ СЛУЖБЫ КОЛЕС И РЕЛЬСОВ

Ю.М. Лужнов<sup>1</sup>, А.Т. Романова<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта «ВНИИЖТ», Москва, Россия;

<sup>2</sup>Российский университет транспорта (МИИТ), Москва, Россия; [tribenerg@slavmir.ru](mailto:tribenerg@slavmir.ru)

Анализируются физико-химические и механические свойства поверхностей колес и рельсов при движении подвижного состава, возникающие проблемы работы узла трения и влияние их на технические и экономические характеристики транспортнх средств. Предложены актуальные направления исследований этих проблем.

**Ключевые слова:** коэффициент сцепления, подвижной состав, износостойкость, физико-химическая механика, фрикционный контакт, потери энергии

В основу работы железных дорог мира закладываются в основном расчетные коэффициенты сцепления, получаемые в результате обобщения большого числа результатов специальных тяговых испытаний транспортной техники.

При проведении тяговых испытаний коэффициент сцепления колес с рельсами меняется в пределах от 0,1 до 0,55, т. е. почти в пять раз. При этом в 30-40% случаев фактический коэффициент сцепления отличается от расчетных значений. Это свидетельствует о том, что не используются благоприятные возможности, которые диктуются самой природой, кроме того, нет методов того, как поднимать низкий уровень сцепления колес с рельсами до необходимого уровня расчетных значений. В обоих случаях кроются резервы, которыми можно пользоваться.

1. По своей структуре коэффициент сцепления колес подвижного состава с рельсами состоит из основного коэффициента сцепления, зависящего от определенного типа подвижного состава и рельсового пути, фрикционного состояния поверхностей катания колес и рельсов, что определяется погодными условиями, и коэффициента использования сцепного веса, зависящего, в свою очередь, от разброса статических и динамических усилий, реализуемых в конкретный момент времени. Коэффициент использования сцепного веса способен ограничивать только верхний уровень реализации основного коэффициента сцепления и во многом определяет его изменение, связанное со скоростью движения поезда. Для рельсового подвижного состава и пути коэффициент использования сцепного веса для определенного типа подвижного состава меняется в пределах от 0,6 до 1,0. Изучены и поняты факторы, влияющие на него, известны пути и методы контроля этого коэффициента. В идеальном случае влияние коэффициента использования сцепного веса на основной коэффициент сцепления может быть сведено практически к нулю. Этой задачей занимаются многие.

Долгое время не уделялось внимания уровню скольжения колес по рельсам из-за его малости. Но с увеличением режимов нагружения роль скольжения колес по рельсам стала возрастать.

При анализе изменений, возникающих в зоне контакта колес с рельсами в условиях предстоящего дальнейшего увеличения осевых нагрузок,

массы и скоростей движения поездов, необходимо сосредоточить внимание на еще недостаточно используемых возможностях основного коэффициента сцепления колес с рельсами и уровне влияния на них скольжения колес.

2. На железных дорогах России уже в ближайшее время осевые нагрузки будут увеличиваться с 20 - 23 до 25 — 30т, масса поездов с 6000 до 12000т, возрастет скорость их движения. Планируемые изменения несомненно потребуют дальнейшего увеличения тяговых и тормозных сил, передаваемых через и так сильно нагруженный узел трения «колесо — рельс». Это требует скорейшего поиска мер, направленных на сокращение интенсивности износов и повреждений этой пары трения, а также продление срока службы колес и рельсов.

3. Из основ учения о трении, износе и смазочном действии известно, что в природе нет абсолютно износостойких и абсолютно неизносостойких материалов, а есть режимы их нагружения (по нагрузке и скорости относительного скольжения), при которых каждое из трущихся тел может проявлять как износостойкие, так и неизносостойкие свойства.

4. В основе трения и изнашивания лежат межатомные и молекулярные взаимодействия, характеризующие наномеханические свойства взаимодействующих тел. Трение всегда является первичным процессом, а износ вторичным. Как трение, так и износ имеют свои закономерности развития. Эти процессы далеко не всегда протекают синхронно. При максимальном трении можно добиться меньших интенсивностей изнашивания, но возможно и обратное. Знание физико-химической механики (а теперь и наномеханики) в сочетании со специальными исследованиями и экспериментами открывает пути к решению стоящей перед нами задачи.

5. Длительное время контакт колес с рельсами рассматривался как непрерывный, абсолютно гладкий, с механическими свойствами, соответствующими объемным свойствам взаимодействующих материалов, исследуемых обычно в лабораторных условиях, далеких от эксплуатационных. При взаимодействии колес с рельсами рассматриваются, как правило, интегральные силы и средние давления, рассчитываемые по формулам Герца и не учитывающие шероховатости реально

взаимодействующих тел и возможность влияния на их свойства фрикционных процессов, имеющих место в зоне контакта. Не было ясности и в определении и применении понятия «третьего тела», сформулированного И. В. Крагельским, для случая трения колес по рельсам. В отдельных случаях к нему относили смазку или песок, попадающие на головку рельса. Не использовалось и крайне необходимое моделирование фрикционных процессов с использованием первой и второй триад И. В. Крагельского и А. В. Чичинадзе. Не учитывался ряд других положений современной трибологии и триботехники, а также достижения смежных с ними наук. По результатам таких исследований формулировались методы и пути по совершенствованию управления работой колес и рельсов.

6. Большое значение для выбора мер по улучшению условий работы подвижного состава и пути имеет более полное представление о фрикционном контакте колеса локомотива с рельсом.

Поверхность трения металла колеса и рельса имеет шероховатости, приобретаемые при их изготовлении, ремонте и в процессе эксплуатации. Поэтому металлический контакт материала колеса и рельса всегда дискретный. Суммарная площадь истинного контактирования составляет лишь единицы процентов от номинальной, кажущейся площади контакта колеса с рельсом, рассчитанной по Герцу или полученной при помощи отпечатков. Поэтому контакт всегда является напряженным, с реализующимися в глубине материала контактирующих тел температурными всплесками. Поэтому говорить о наличии в зоне трения колес с рельсами зоны сцепления и зоны скольжения не приходится. Однако время нельзя объяснять наблюдающиеся на практике сильные изменения коэффициентов сцепления увлажнением свободных от загрязнений поверхностей колес и рельсов.

7. Поверхности трения колес и рельсов активно взаимодействуют с окружающей средой (твердой и газообразной). В результате обусловленного скольжением колес нагрева зоны трения происходящие там физические и химические процессы многократно ускоряются. В результате действия этих процессов разрушения трением и воздействием заносимых со стороны частиц в поверхностном слое трущихся тел и в объеме металла возникают концентраторы напряжений, векторная сумма которых приводит к критическим напряжениям внутри материалов, что изменяет поверхностные свойства колес и рельсов, по сравнению с объемными, приводит к выщербинам, локальным нарушениям структуры материалов. Помимо широко распространенного усталостного механизма изнашивания, проявляются и его локальные составляющие, а также абразивный, молекулярно-механический и коррозионно-механический механизмы изнашивания.

8. Продукты износа и твердые и жидкие вещества, заносимые со стороны, заполняют проме-

жутки между выступами металла в зоне трения и тем самым образуют дисперсное загрязнение на поверхностях трения, способное только от содержания в нем жидкой фазы (воды и смазки) менять свои структурно-реологические свойства. Поэтому режим трения может быть сухим, граничным или близким к гидродинамическому. Этим обусловлен разброс коэффициентов сцепления от 0,1 до 0,55, в эксплуатационных условиях.

9. По мере увеличения степени проскальзывания колеса по рельсу, росту потери энергии во фрикционном контакте. С постепенным разогревом зоны трения происходит испарение из нее воды и смазки и повышение механических характеристик дисперсного загрязнения. С ростом температур свыше 450-500 °С существенно ухудшаются механические свойства материала, на котором находится поверхностное загрязнение. Сдвиговые процессы с поверхности раздела колес с рельсами из слоя поверхностного загрязнения перемещаются внутрь металла. Сила трения между колесом и рельсом падает. Происходит многократное увеличение интенсивности изнашивания и повреждаемости колес и рельсов. Этот режим трения колес с рельсами в эксплуатации является наиболее опасным.

10. Долгое время для увеличения износостойкости твердых тел улучшали прочностные свойства материалов, часто теряя необходимую пластичность, и ориентировались на некоторые усредненные напряжения, возникающие в металле без учета имеющихся там концентраторов напряжений. Однако концентраторы напряжений существенно уменьшают локальную прочность материалов и способствуют их более быстрому износу и разрушению.

В связи с этим важными направлениями исследования являются [1]:

- 1) Разработка средств контроля и методов исследования для объективной оценки фрикционных свойств колес и рельсов;
- 2) Развитие физико-химической механики фрикционного взаимодействия колес с рельсами;
- 3) Разработка системы диагностики и предварительного оповещения о возможном уровне сцепления колес локомотивов с рельсами по районам страны, временам года;
- 4) Модернизация системы пескоподдачи локомотивов;
- 5) Разработка системы управления триботехническими свойствами за счет избыточного регулируемого скольжения колес и рельсов;
- 6) Совершенствование методов проведения тяговых испытаний локомотивов, с уточнением исходного фрикционного состояния колес и рельсов;
- 7) Разработка метода и прибора для сравнительных испытаний на износ упрочненных колес и рельсов в эксплуатационных условиях.

1. Лужнов Ю.М.. Нанотрибология сцепления колес с рельсами. М.: Интекст. 2009. 176 с.

## ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ТЯЖЕЛО НАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТО-РЕЕЧНЫХ ПЕРЕДАЧ

Л.В. Лукиенко

ФГБОУ ВО Тульский государственный педагогический университет им. Л.Н. Толстого, Тула, Россия,  
[lukienko\\_lv@mail.ru](mailto:lukienko_lv@mail.ru)

В работе показаны основные особенности проектирования тяжело нагруженных крупномодульных зубчато-реечных передач, работающих в условиях значительного колебания межосевого расстояния, высоких динамических нагрузок, а также присутствия в рабочей зоне передачи предметов, способствующих её интенсивному изнашиванию. Показано, что для обоснованного выбора параметров передачи на стадии проектирования необходимо учитывать влияние изнашивания передачи на изменение её силовых и кинематических характеристик. Для расширения возможностей конструктора при выборе параметров передачи предложено применять дополнительные показатели качества: коэффициенты скорости и ускорения скольжения, для расчёта которых предложены зависимости.

**Ключевые слова:** зубчато-реечные передачи, показатели качества, коэффициенты скорости и ускорения скольжения.

In this work the main features of design of hard loaded large module of the toothed rack and pinion gears working in the conditions of considerable fluctuation of interaxial distance, high dynamic loads and also presence in the working area of rack and pinion gears of the objects promoting its intensive wear are shown. It is shown that for the reasonable choice of parameters of rack and pinion gears at a design stage it is necessary to consider influence of wear of transfer on change of its power and kinematic characteristics. At the choice of parameters of rack and pinion gears it is offered to apply additional indicators of quality to expansion of opportunities of the designer: coefficients of speed and acceleration of sliding for which calculation dependences are offered.

**Цель работы** состоит в учёте особенностей проектирования крупномодульных зубчато-реечных передач с учётом их применения в шахтных электровозах.

Крупномодульные зубчато-реечные передачи нашли применение в машинах и механизмах (очистные комбайны, стволопроходческие комплексы, внутришахтный транспорт и др.) работающих в сложных условиях значительных динамических нагрузок, непостоянства межосевого расстояния, присутствия в рабочей зоне посторонних предметов, способствующих интенсивному изнашиванию передачи и, как следствие, ухудшению рабочих характеристик машины.

Рассмотрим особенности проектирования крупномодульных зубчатых передач на примере их применения для шахтных электровозов при перемещении по наклонным выработкам. Проведённый анализ показал, что применение конвейерного подъёма добытого полезного ископаемого в наклонных выработках, имеющих радиус поворота, также весьма затруднено. Использование зубчато-реечных передач, обладающих повышенной надёжностью, жёсткостью и неприхотливых в обслуживании, хорошо зарекомендовавших себя при работе в шахтных условиях, позволит значительно расширить область применения шахтных электровозов на выработки с уклоном более 0,005.

Для обоснования эффективности применения зубчато-реечных передач рассмотрим движение электровоза вверх по наклонной выработке. Факторами, препятствующими движению будут: работа скатывающей составляющей силы тяжести:  $m_1 g S \sin \alpha$  и силы трения  $f m_1 g S \cos \alpha$ .

Для движения вверх электровоз должен обладать энергией  $m v^2 / 2$ .

Уравнение движения имеет вид электровоза при перемещении вверх по наклонной выработке имеет вид:

$$\frac{m}{2} \left( \frac{dS}{dt} \right)^2 + F_{\text{под}} S = m_1 g S \sin \alpha + f m_1 g S \cos \alpha \quad (1)$$

где:  $\alpha = 0 \dots 19$  – угол наклона выработки, град;  $S = 5 \dots 15$  – перемещение электровоза, м;  $g$  – ускорение свободного падения,  $\text{м/с}^2$ ;  $m_1 = 14000 \dots 23000$  – масса транспортируемого состава, кг;  $f = 0,05 \dots 0,14$  – коэффициент сопротивления движению,  $m$  – масса электровоза (при проведении исследований принят наиболее тяжёлый случай  $m = 14000$  кг).

Проводя исследования зависимости (1), можно отметить, что при традиционном исполнении шахтный электровоз, разогнавшись до скорости 3,25 м/с, может подняться лишь по выработке с углом наклона 3,7 градуса. При этом никакого полезного груза электровоз перевезти не может. Между тем, применение зубчато-реечной передачи создаёт дополнительный источник, совершающий положительную работу. При этом энергия, которой будет обладать электровоз, значительно превосходит работу сил производственного сопротивления и позволяет переместить груз массой 23000 кг по выработке с углом наклона 19 градусов при коэффициенте сопротивления движению 0,05 на расстояние 15 м.

Исследования вписываемости рейки в поворот выработки с наименьшими погрешностями позволили установить, что рейки целесообразно изготавливать не длиннее 1 метра; при этом минимально допустимый радиус поворота выработки составляет 18 м. Синтез зубчато-реечной передачи и определение её основных геометрических, кинематических и силовых параметров предложено проводить на основании разработан-

ной математической модели, отличающейся учётом жёсткости элементов передачи и дополнительными критериями качества: коэффициентами скорости и ускорения скольжения передачи.

Для определения коэффициента скорости скольжения передачи, представляющего собой отношение скорости скольжения зуба колеса по цевке рейки к скорости скольжения цевки рейки по зубу колеса, предложена зависимость:

$$\zeta = \frac{\omega_1 \sqrt{r_{\text{цп}}^2 + r_n^2 - 2r_{\text{цп}}r_n \cos(\gamma_i - \phi_i + \pi/2)}(r_n - r_0)}{r_0 \sqrt{v_p^2 + v_1^2 - 2v_p v_1 \cos\left(\text{atan}\left(\frac{r_0 \cos(\gamma_i)}{a_{w2} - r_0 \sin(\gamma_i)}\right)\right)}} \quad (2)$$

где:  $r_0$  – радиус цевки;  $r_n$  – радиус профиля зуба колеса;  $\omega_1$  – угловая скорость вращения зубчатого колеса;  $\gamma_i$  – текущее значение угла давления;  $v_i$  – линейная скорость вращения колеса;  $a_{w2}$  – межосевое расстояние в паре колесо-рейка;  $v_p = \omega_1(a_{w2} - r_0 \sin \gamma_i)$  – скорость линейного перемещения приводного зубчатого колеса электроваза;  $r_k$  – радиус окружности, на которой расположена точка контакта зуба колеса с цевкой рейки;  $r_{\text{цп}}$  – радиус окружности, на которой расположены центры кривизны радиусов профилей зубьев колеса.

Введение такого коэффициента позволяет комплексно охарактеризовать условия работы передачи и добиться на стадии проектирования выравнивания скоростей скольжения в контактирующих элементах зацепления. Проведённые исследования позволили установить, что коэффициент скорости скольжения меняется за фазу зацепления на 40%, достигая экстремума при переходе линии межосевого расстояния.

Для снижения меры неопределённости при принятии конструктором решения о выборе параметров проектируемой передачи в работе предложено использовать коэффициент ускорения скольжения передачи, представляющий собой отношение первых производных от скоростей скольжения зуба колеса по цевке рейки и цевки по зубу колеса. Для его определения предложена зависимость:

$$\Omega = \frac{\frac{d}{d(\phi_1)} \left( (r_n - r_0) \omega_1 \frac{\sqrt{r_{\text{цп}}^2 + r_n^2 - 2r_{\text{цп}}r_n \cos(\gamma_i - \phi_i + \pi/2)}}{r_0} \right)}{\frac{d}{d(\phi_1)} \sqrt{v_p^2 + v_1^2 - 2v_p v_1 \cos\left(\text{atan}\left(\frac{r_0 \cos(\gamma_i)}{a_{w2} - r_0 \sin(\gamma_i)}\right)\right)}} \quad (3)$$

где:  $\phi_i$  – угол поворота зубчатого колеса.

Минимизация этого показателя позволит выбрать параметры передачи, обладающие максимальным ресурсом.

Анализируя графики зависимости коэффициентов ускорения и скорости скольжения (рис. 1) можно отметить, что коэффициент ускорения скольжения гораздо более чувствителен к

происходящим изменениям при работе зубчатого колеса (изменяется за фазу зацепления на 93,3% тогда как коэффициент изменения скорости скольжения изменяется на 41,7%) и, таким образом, более полно, по сравнению с коэффициентом скорости скольжения, может охарактеризовать работу контактирующих элементов.

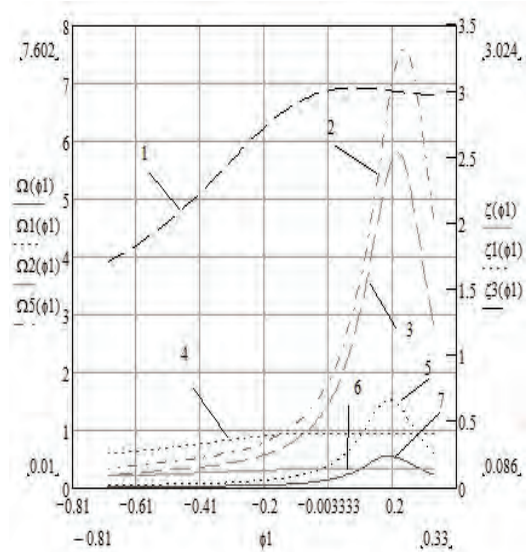


Рис. 1. Зависимости коэффициентов ускорения и скорости скольжения от угла поворота колеса ( $z=17$ , шаг зацепления рейки  $p=80$  мм): 1 – коэффициента скорости скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 41 мм; 2 – коэффициента ускорения скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 41 мм; 3 – коэффициента ускорения скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 43 мм; 4 – коэффициента скорости скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 43 мм; 5 – коэффициента ускорения скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 55 мм; 6 – коэффициента скорости скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 62 мм; 7 – коэффициента ускорения скольжения от угла поворота колеса при радиусе профиля зубьев 62 мм

Для оценки влияния изнашивания передачи на её работоспособность в работе рассмотрена стадия устойчивого изнашивания и приняты величины интенсивностей изнашивания материалов колеса и рейки, полученные в результате обработки результатов шахтных экспериментов, проведённых Подмосковным НИИУ.

Изменение усилия подачи за фазу зацепления может быть оценено по зависимости, учитывающей процесс изнашивания контактирующих элементов:

$$F_{\text{нп}} = \frac{M_{\text{кп2}} \cdot \cos\left(\text{arctg}(f_{\text{мп}}) - \frac{x_2 - \pi i}{|x_2 - \pi i|} \cdot \alpha_{2-p}\right)}{\rho_{21} \cdot \cos\left(\xi_{21} + \phi_{21} + \alpha_{2-p} - \frac{x_2 - \pi i}{|x_2 - \pi i|} \cdot \text{arctg}(f_{\text{мп}})\right)} \quad (4)$$

где:  $f_{\text{мп}}$  – коэффициент трения в зацеплении колесо – рейка;  $M_{\text{кп2}}$  – крутящий момент на зубчатом колесе;  $\alpha_{2-p}$  – угол давления в зацеплении колесо – рейка;  $\xi_{21}$  – угол между неподвижной

системой координат, жёстко связанной с центром колеса и подвижной системой координат, жёстко связанной с зубом колеса.



Рис.2. Изменение усилия и скорости подачи для двухэлементного движителя с зубчатой рейкой

Анализ результатов моделирования (рис.2) позволяет сделать вывод, что на большей части фазы зацепления усилие подачи убывает, а скорость перемещения комбайна возрастает (точка контакта смещается к нижней границе рабочего участка профилей). Характер кривых меняется на последней четверти фазы зацепления (точка контакта смещается к верхней границе рабочего участка профилей), при этом пересопряжение сопровождается понижением скорости подачи и скачком усилия (возрастает). Минимум кривой усилия подачи совпадает с максимумом кривой скорости перемещения комбайна.

В результате изнашивания за время эксплуатации коэффициенты неравномерности усилия и скорости подачи контактирующих профилей зубьев шестерни, зубчатого колеса и зубьев (цевок) рейки существенно повышаются. При этом в двухэлементных движителях увеличение колебаний усилия подачи за фазу зацепления с износом профилей настолько значительно, что на момент максимального суммарного линейного износа в паре в 6 мм указанная характеристика возрастает почти в два раза относительно первоначального (исходного) уровня. Таким образом, следует рекомендовать в качестве критерия предельного состояния такого типа движителей использовать величину коэффициента неравномерности усилия подачи, не допуская ее более чем двукратного превышения относительно доэксплуатационных показателей, либо, как минимум, контролировать указанный параметр наряду с контролем величины износа контактирующих профилей. Зубчато-реечный движитель должен проектироваться с двукратным запасом изгибной прочности изношенных зубьев колеса и рейки (износ 3 мм на сторону) по номинальным нагрузкам.

Основные результаты проведенных исследований заключаются в следующем:

1. Разработана математическая модель зубчато-реечной передачи для перемещения шахтных электровозов в наклонных выработках, отличающаяся учётом вписываемости рейки в

поворот выработки, дополнительными критериями качества: коэффициентами скорости и ускорения скольжения передачи, учитывающая жёсткость контактирующих элементов. Это позволяет проектировать движители, обладающие повышенным ресурсом при обеспечении необходимой и достаточной металлоёмкости разрабатываемой конструкции.

2. Теоретически обоснована эффективность использования зубчато-реечных движителей для расширения области применения шахтных электровозов на выработки с углами наклона до 19 градусов, за счёт взаимодействия приводного зубчатого колеса, взаимодействующего с зубчатой (цевочной) рейкой, жёстко закреплённой по оси симметрии рельсового пути.

3. Показано, что исходя из условий вписываемости в заданное межосевое расстояние целесообразно применение движителя выполненного по схеме «шестерня – блок зубчатых колёс – рейка». Это значительно упростит выбор основных геометрических параметров проектируемой передачи.

4. Показано, что при выборе значений коэффициентов скорости и ускорения скольжения необходимо стремиться к тому, чтобы их значения стремились к 1. Это позволит обеспечить равномерное изнашивание контактирующих элементов передачи.

1. Гавриленко, В. А. Основы теории эвольвентной зубчатой передачи [Текст] / В. А. Гавриленко. - 2-е изд., перераб. - М. : Машиностроение, 1969. - 432 с. : ил.

## ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ СИНТЕЗА И РАЗМЕРА АРМИРУЮЩИХ ЧАСТИЦ СВЕРХУПРУГОГО ТВЕРДОГО УГЛЕРОДА НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛОМАТРИЧНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Лукина И.Н., Дроздова Е.И., Черногорова О.П.

Федеральное государственное бюджетное учреждение Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г.Москва, Россия, e-mail: [tchern@imet.ac.ru](mailto:tchern@imet.ac.ru)

### Цель

Установление закономерностей влияния температуры синтеза композиционных материалов (КМ) на основе железа, армированных частицами сверхупругого твердого углерода, а также размера армирующих частиц на износостойкость и коэффициент трения КМ.

### Введение

Разработка износостойких металломатричных композитов предусматривает поиск новых материалов для армирующих частиц. Согласно современным представлениям [1,2], высокую износостойкость и низкий коэффициент трения можно обеспечить при сочетании высокой твердости и сверхупругости материала. Такие свойства могут иметь продукты превращения фуллеренов под давлением, которые впервые использованы в качестве материала, армирующего металлическую матрицу, в работах, проводимых в ИМЕТ РАН [3-5]. Металлические композиционные материалы, армированные частицами твердого сверхупругого углерода, по сопротивлению абразивному и адгезионному изнашиванию намного превосходят высоколегированные инструментальные стали.

### Материалы и методы исследования

Образцы КМ диаметром 10 мм и высотой 5-6 мм получены из смесей порошков Fe (размером 60-85 мкм) с 10 вес.% неразделенной смеси фуллеритов  $C_{60/70}$ . Для механического разделения по фракциям порошков фуллерита  $C_{60/70}$  использованы вибросита с размерами ячеек 315, 125, и 60 мкм. Для превращения фуллеритов в частицы сверхупругого твердого углерода синтез КМ при проводили при высоком давлении (5 ГПа) и при температурах (800 – 1200°C) выше порога стабильности фуллереновой молекулы на гидравлическом прессе ДО-138 с усилием 630 тонн в ячейках высокого квазигидростатического давления типа «чечевица», используемых для синтеза сверхтвердых материалов.

Идентификацию углеродных фаз, полученных из фуллеритов, проводили с помощью спектров КРС, которые регистрировались на спектрометре U-1000 Jobin-Yvon в режиме исследования микрообразцов.

Твердость углеродных фаз измеряли с помощью многофункциональной испытательной установки УМТ-3МО фирмы CETR с регистрацией кривой нагружения-разгрузки под нагрузкой 500 мН.

Испытания на абразивную изнашиваемость проводились на многофункциональной испытательной установке УМТ-3МО фирмы CETR по свежему следу под нагрузкой 50 Н с линейной скоростью 1800 мм/мин по абразиву зернистостью 80 и 18 мкм. Общий путь составлял 9 м.

Кратковременные трибологические испытания образцов КМ проводили в условиях сухого трения на установке УМТ-3МО фирмы CETR по схеме кругового движения со скоростью 1800 мм/мин в течение 2 час по контртелу из стали твердостью 62 HRC под нагрузкой 50 Н.

### Результаты и их обсуждение

Армирующие частицы, полученные из  $C_{60/70}$  в диапазоне температур 800-1200°C в КМ на основе Fe, в зависимости от размера фракции исходных фуллеренов (от <60 до >315 мкм) (табл. 1) демонстрируют разную степень завершенности образования сверхупругой твердой фазы (рис. 1). В наших условиях эксперимента твердость индентирования  $H_{IT}$  сформированных частиц сверхупругой твердой фазы колеблется в пределах 15-20 ГПа, а отношение твердости к модулю упругости составляет 0,17-0,23, что характерно для сверхупругих материалов. В частицах самой крупной фракции, полученных при 800°C, сохраняются полимеризованные фуллериты, тогда как в частицах самой мелкой фракции, полученных при 1200°C, наблюдается частичная графитизация. Износостойкость КМ, армированных частицами сверхупругой твердой фазы, определяется степенью завершенности превращения, при этом эффект армирования повышается в 4-5 раз при измельчении зерна абразива от 80 до 18 мкм (табл. 1).

При исчезновении полимеризованных фуллеритов в структуре крупных частиц износостойкость КМ возрастает в 5-8 раз на абразиве с зерном 80 мкм и в 20-45 раз на мелкозернистом абразиве. Образцы, армированные крупными частицами, содержащими в структуре остаточные полимеры (рис. 1, кривая 1), демонстрируют коэффициент трения выше (рис. 2, кривая 1), а износостойкость ниже (табл. 1) чем у образцов с частицами сверхупругой твердой фазы (рис.1, кривая 3 и рис. 2, кривая 3). При высоких температурах синтеза происходит частичная графитизация мелких частиц (рис. 1, кривая 2), что также повышает коэффициент трения (рис. 2, кривая 2) и снижает износостойкость (табл. 1) (в ~3 раза).

Наиболее стабильные результаты (высокая износостойкость и относительно низкий коэффициент трения, ~0,18-0,30) в исследованном диапазоне температур получены на частицах сверхупругого твердого углерода из фуллеритов средних фракций (-315+60 мкм).

Таблица 1. Влияние размера армирующих частиц и температуры синтеза КМ на потерю веса ( $\Delta m$ ) при изнашивании КМ по абразиву зернистостью 18 мкм и 80 мкм и коэффициент трения ( $f_T$ )

Размер частиц, мкм	Температура синтеза, °С	$\Delta m$ , мг (18 мкм)	$\Delta m$ , мг (80 мкм)	$f_T$
>315	800	64,9	270	0,60
	1000	1,5	56,5	0,22
	1200	6,4	43,4	0,20
125 - 315	800	3,2	275,8	0,18
	1000	3,3	32,7	0,19
	1200	6,5	53,5	0,30
60 -125	800	3,7	45,4	0,27
	1000	4,1	54,8	0,20
	1200	3,2	34,0	0,25
<60	800	4,4	39,1	0,16
	1000	14,8	95,4	0,24
	1200	30,4	116,4	0,25

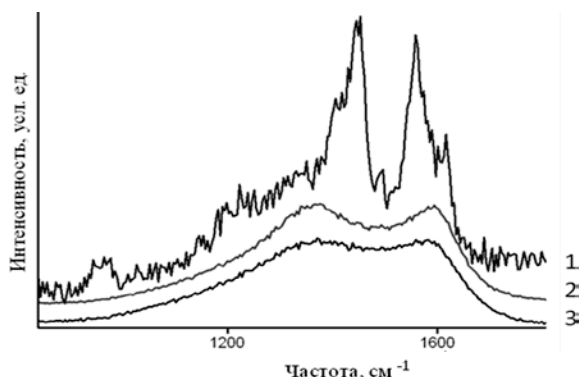


Рис. 1. Спектры КРС углеродных частиц: (1) полимеризованный фуллерит + сверхупругий твердый углерод, (2) частично графитизированный сверхупругий твердый углерод и (3) сверхупругий твердый углерод.

Влияние размера армирующих частиц на трибологические свойства КМ прежде всего определяется их влиянием на полноту превращения фуллеритов в атомарную углеродную фазу при нагреве под давлением. Возможно, при измельчении частиц фуллеритов в исходной смеси действие таких факторов как увеличение площади межфазной поверхности между железной матрицей и углеродными частицами, повышение давления в самой частице, а также повышение степени структурного несовершенства кристаллов в смеси  $C_{60/70}$  приводит к сдвигу последовательности превращений фуллеритов «полимеризация – образование сверхупругой твердой фазы – графитизация» в область более низких температур.

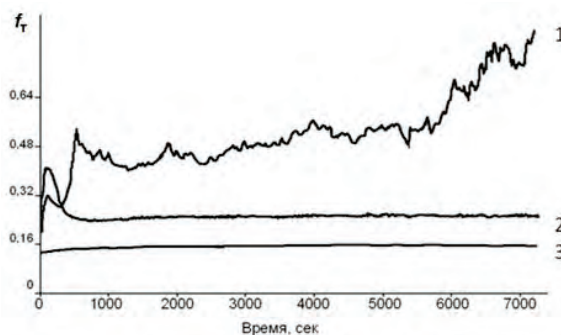


Рис 2. Коэффициент трения  $f_T$  КМ с углеродными частицами: (1) полимеризованный фуллерит + сверхупругий твердый углерод, (2) частично графитизированный сверхупругий твердый углерод и (3) сверхупругий твердый углерод. Внизу: поверхности соответствующих частиц после трибологических испытаний.

Приведенные данные показывают, что при повышении температуры синтеза износостойкость КМ, армированных крупными частицами, повышается, и соответственно снижается коэффициент трения КМ, поскольку при низкой температуре синтеза в структуре армирующих частиц сохраняются двумерно полимеризованные фуллериты, имеющие низкую износостойкость и высокий коэффициент трения. В свою очередь, КМ, армированные мелкими частицами, показывают обратную температурную зависимость по износостойкости, которая снижается при повышении температуры синтеза из-за развития процессов графитизации, но при этом коэффициент трения КМ повышается незначительно.

- Leyland A., Matthews A. Design criteria for wear-resistant nanostructured and glassy-metal coatings // Surface and Coatings Technology. 2004. V.177—78. P.317—324.
- Gago R., Abrasonis G., Jimenez I., Moller W. Growth mechanisms and structure of fullerene-like carbon-based thin films: superelastic materials for tribological applications in: Fullerene Research Advances // Nova Science Publishers, Inc. 2008. Chapter 7. P.145—181.
- Tchernogorova O.P., Drozdova E.I., Bannykh O.A., Blinov V.M., Korshunov L.G., Mel'nik N.N. Wear Resistance of Metallic Composites with Diamond-Like Carbon Particles // Russian Metallurgy (Metally), V.2003, No.2, P.174—178.
- Chernogorova O., Drozdova E., Ovchinnikova I., Soldatov A., and 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—112601-5.
- Izmailov V.V., Ushakova I.N., Drozdova E.I., Chernogorova O.P., and Ekimov E.A. Electrical and Tribological Properties of Composite Material with Copper Matrix Reinforced by Superelastic Hard Carbon // Journal of Friction and Wear, 2016, V.37, No. 3. P.253—258.



## ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ КОРПУСНОЙ ДЕТАЛИ ПРИ ОБРАБОТКЕ В ПРИСПОСОБЛЕНИЯХ

А.В. Лутьянов

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия; [alou99@mail.ru](mailto:alou99@mail.ru)

Работа посвящена анализу конструкции корпусных бабок станков, определению параметров оптимизации при условиях повышения точности обработки основных отверстий в приспособлениях.

**Ключевые слова:** корпусная деталь, оптимизация конструкции, точность обработки.

Корпусные детали составляют 27 % от общего числа деталей машиностроения. На их изготовление затрачивается до 60 % рабочего времени.

Детали представляют собой конструкцию, имеющую отверстия диаметром до  $\varnothing 320$  мм, которые определяют точность изготовления всего сборочного узла. Отверстия являются местами установки подшипников и к ним предъявляются высокие требования не только по точности их размеров, но и по точности их взаимного расположения. В качестве основного параметра оптимизации установим отклонение от соосности при растачивании отверстий в приспособлениях. Отклонение от соосности относительно общей оси при изготовлении составляет для отверстий диаметром  $\varnothing 180$ - $320$  мм 3 – 5 мкм. Незначительное снижение геометрической точности поверхностей вызывает [1] трудности при сборке и монтаже узлов, повышает уровень шума при их работе и существенно снижает надежность и долговечность изделий. Возникает задача оптимизации конструкции детали с целью повышения точности обработки основных отверстий.

Существующие способы растачивания отверстий на горизонтально-расточных станках консольным инструментом не всегда обеспечивают достижение требований отклонения от соосности отверстий. Типовая деталь с основными конструкторско-технологическими требованиями имеет вид (рис. 1).

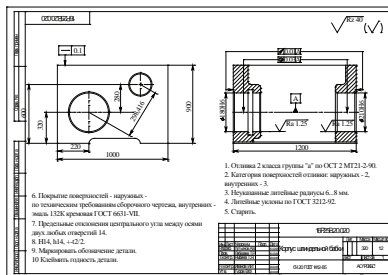


Рис. 1 Типовая корпусная деталь.

Проведен анализ применяемых способов растачивания шпиндельной оси, что позволило определить три основных:

1. борштангой, опирающейся в кондукторные втулки, размещенные в двух угольниках вне обрабатываемого корпуса;
2. резцами, закрепленными в консольных оправках с поворотом детали на  $180^\circ$ ;

3. на двухстороннем отделочно-расточном станке при последовательном перемещении обрабатываемой детали к расточным головкам.

Изложенное выше позволяет сказать, что решение проблемы достижения в корпусных деталях высокой степени точности параметров соосности основных отверстий относительно общей оси применяемыми способами не представляется возможным. Необходимо изыскание новых подходов к решению этой проблемы. По нашему мнению, повысить точность изготовления деталей можно применением приспособлений с аэростатическими опорами.

Проведен полный факторный эксперимент определения зависимости отклонения от соосности отверстий корпусной детали от величины жесткости конструкции и смазочного зазора в аэростатических втулках проводились в производственных условиях на приспособлении для обработки отверстий диаметром  $\varnothing 180H6$  ( $^{+0.029}$ ) мм и  $\varnothing 210H6$  ( $^{+0.029}$ ) мм. За параметр оптимизации принята величина отклонения от соосности относительно общей оси отверстий корпусной детали. Результаты приведены на рис. 2.

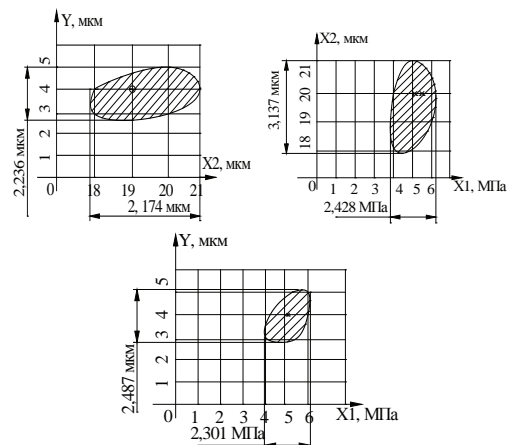


Рис. 2 Области определения параметров:  $X_1$  – жесткость детали в приспособлении, МПа/мм;  $X_2$  – смазочный зазор между борштангой и аэростатической опорой, мкм;  $Y$  – величина отклонения от соосности относительно общей оси (параметр оптимизации).

Теоретические положения подтверждены экспериментальными исследованиями [3]. Для проведения экспериментальных исследований использовали горизонтально-расточной станок 2620ВФ1, на который было установлено приспособление с аэростатическими опорами. Растачи-

вались отверстия  $\varnothing 180H6^{(+0.029)}$  мм и  $\varnothing 210H6^{(+0.029)}$  мм.

Оптимизацию процесса проводили с помощью градиентного метода. Нами установлено, что отклонение от соосности отверстий  $\varnothing 180H6^{(+0.029)}$  мм и  $\varnothing 210H6^{(+0.029)}$  мм относительно общей оси растачиваемых деталей 2,6...2,8 мкм достигнута при жесткости в 3,6...3,8 МПа/мм. и смазочном зазоре в аэростатических втулках соответственно 27...28 мкм.

Результаты подтвердили достоверность теоретических положений.

В результате проведенного полного факторного эксперимента определена зависимость отклонения от соосности отверстий корпусной детали от величины давления подаваемого воздуха и смазочного зазора в аэростатических втулках, выведено уравнение регрессии.

Статистическая проверка результатов эксперимента относительно однородности дисперсии проводится по критерию Кохрена [2]. Согласно этому критерию и критерию Фишера гипотеза об адекватности модели подтверждена.

Разработанная технология внедрена на Рязанском станкостроительном заводе. Внедрение технологии позволило обеспечить значительный экономический эффект в год за счет применения про-

грессивных режущих инструментов и современных средств технологического оснащения. По сравнению с базовой технологией, разработанная технология обеспечивает повышение точности деталей на 2-3 квалитета (с Н8 до Н6).

В перспективе результаты работы могут быть использованы на предприятиях прецизионных агрегатов, например, в ракетно-космической технике, на транспорте при создании скоростных электропоездов.

1. Лутьянов, А. В. Математическая модель образования погрешностей при растачивании корпусных деталей в приспособлениях [Текст] / А. В. Лутьянов // Актуальные вопросы науки и техники. Сборник научных трудов по итогам международной научно-практической конференции. – 2016. – № 3. – С. 176-178.

2. Рогов, В. А. Визуализация параметров точности размеров деталей на этапах механической обработки методом размерного анализа [Текст] / В. А. Рогов, Д. П. Примиренко, А.С. Кошеленко // Технология машиностроения: обзорно-аналитический, научно-технический и производственный журнал – 2016. – № 4. – С. 22-27 : рис. – Библиогр. в конце ст. (2) . – ISSN 1562-322X.

3. Лутьянов А.В. Математическая модель образования погрешностей при растачивании корпусных деталей в приспособлениях. Актуальные вопросы науки и техники, / Сборник научных трудов по итогам международной научно-практической конференции. № 3. г. Самара, 2016. 176 с.

## УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ПУСКА ТРЕХФАЗНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В УСЛОВИЯХ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ

С.И. Малафеев<sup>1</sup>, А.Л. Дудулин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия; [sim\\_vl@ru](mailto:sim_vl@ru)

<sup>2</sup>Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

Рассматриваются результаты моделирования и экспериментального исследования процессов при пуске асинхронного трехфазного двигателя с использованием упрощенного матричного алгоритма формирования переменного напряжения низкой частоты (3,3 Гц, 5 Гц или 7 Гц) для обеспечения повышенного пускового момента.

**Ключевые слова:** асинхронный двигатель, тиристорный коммутатор, электропривод, модель

### Введение

Асинхронные двигатели широко используются в различных отраслях промышленности. Для управления, контроля и защиты машин разработаны и используются большое количество разных способов и широкая номенклатура технических средств управления, включая простые устройства «плавного» пуска, преобразователи частоты и др. [1 - 3]. Эффективность работы двигателей при этом определяется не только техническим уровнем аппаратуры управления, но и качеством потребляемой энергии, механическими нагрузками и условиями эксплуатации [4, 5]. Особый интерес представляет управление пуском трехфазного асинхронного двигателя в несимметричных трехфазных сетях, сформированных с помощью расщепителей фаз из однофазного напряжения. Такая задача актуальна, например, для электрифицированного железнодорожного транспорта [6]. Питаяемый от вторичной обмотки собственных нужд главного трансформатора электровоза, асинхронный расщепитель создает несимметричную трехфазную сеть. Это приводит к значительному снижению пускового момента асинхронного двигателя вследствие несимметрии питающего напряжения, падения напряжения на расщепителе и вторичной обмотке трансформатора [6]. Снижение пускового момента особенно критично в условиях низкой температуры окружающей среды.

В работе представлены результаты разработки, моделирования и практической реализации тиристорного коммутатора напряжения со специальным алгоритмом управления, обеспечивающим «толчковый» пуск асинхронного двигателя в несимметричной электрической сети.

### Алгоритм управления пуском двигателя

Упрощенная электрическая схема управления пуском двигателя показана на рис. 1. Источником электропитания служит однофазная сеть переменного тока 220 В, 50 Гц. Силовая часть представляет собой классическую схему коммутатора из трёх пар тиристоров, включенных встречно-параллельно. Алгоритм работы ключей обеспечивает формирование в статоре асинхронного двигателя квазигар-

монических токов пониженной частоты. При частоте питающей сети 50 Гц возможно формирование напряжений пониженных частот 3,3 Гц; 5 Гц и 7 Гц. Это позволяет увеличить в несколько раз основной магнитный поток машины и, как следствие, электромагнитный момент.

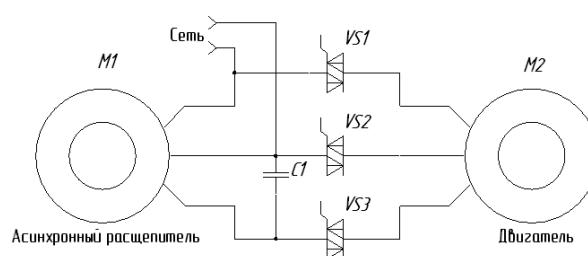


Рис. 1. Схема экспериментальной установки

### Моделирование процесса пуска и механических характеристик двигателя

Для подтверждения теоретических результатов было выполнено компьютерное моделирование пуска трехфазного асинхронного двигателя с разработанным тиристорным коммутатором напряжения с использованием программной среды MATLAB-Simulink. Вычислительные эксперименты проводились для асинхронного двигателя АЭ 92-4 с использованием уточненной модели [6]. Параметры двигателя: 0,4кВ, 40 кВА,  $p=2$ ,  $I_n=90A$ ,  $n=1425$ об/мин,  $KПД=85,5\%$ ,  $\cos\phi=0,79$ . На рис. 2 показаны графики токов фаз А, В и С двигателя при формировании квазигармонических токов пониженной частоты 3,3 Гц.

На рис. 3 показаны графики пуска асинхронного двигателя без механической нагрузки при управлении с помощью тиристорного коммутатора напряжения квазигармоническими токами пониженной частоты (3,3 Гц) в несимметричной трёхфазной сети. Электромагнитный момент имеет пульсирующий характер, что вызывает колебания угловой скорости ротора.

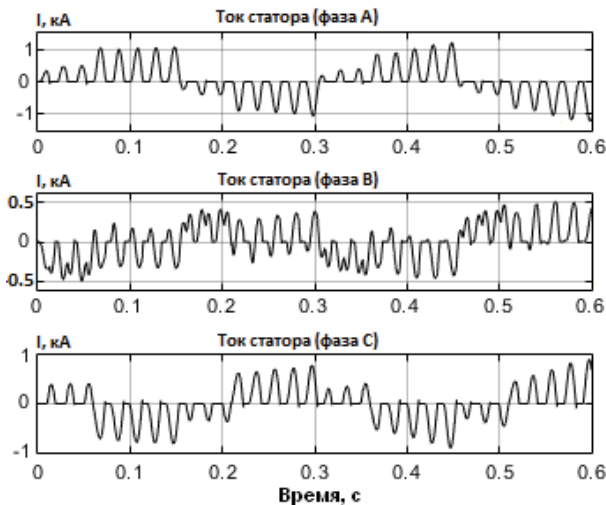


Рис. 2. Графики токов фаз асинхронного двигателя при квазигармоническом питающем напряжении частотой 3,3 Гц



Рис. 3. Графики пуска асинхронного двигателя при квазигармоническом питающем напряжении

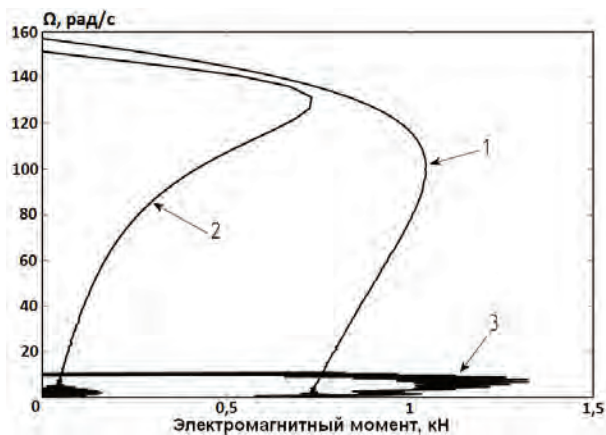


Рис. 4. Механические характеристики трехфазного асинхронного двигателя АЭ92-4: 1 – трехфазная сеть 50 Гц; 2 – однофазная сеть с расщепителем и фазосдвигающим конденсатором емкостью 660 мкФ, частота 50 Гц; 3 – однофазная сеть с расщепителем и тиристорным коммутатором, частота 3,3 Гц

На рис. 4 для сравнения представлена естественная механическая характеристика асинхронного двигателя АЭ92-4 в трехфазной сети 380 В,

50 Гц (линия 1). На рис. 4 также показана механическая характеристика при работе двигателя в однофазной сети частотой 50 Гц с расщепителем и фазосдвигающим конденсатором емкостью 660 мкФ (линия 2). Линия 3 соответствует механической характеристике двигателя при управлении с помощью тиристорного коммутатора напряжения при пониженной частоте 3,3 Гц. На основании полученных результатов можно сделать вывод о том, что при питании от однофазной сети с фазосдвигающим конденсатором двигатель развивает пусковой момент, значительно меньший в сравнении с пусковым моментом, соответствующим естественной характеристике. Однако если сформировать в обмотках статора квазигармонические токи с несущей 3,3 Гц, можно обеспечить пусковой момент, превышающий номинальное значение. Из-за низкой частоты несущей момент приобретает пульсирующий характер. Это приводит к «толчковому» характеру разгона ротора машины.

Рассмотренный режим характеризуется большими потерями в обмотках статора. Однако позволяет при питании от несимметричной трехфазной сети развивать пусковой момент, превышающий номинальный, и обеспечивать пуск асинхронных двигателей в тяжелых условиях эксплуатации при несимметричных питающих напряжениях.

Особый интерес представляет пуск двигателя при больших начальных моментах сопротивления, например, при большом значении трения покоя, при заклиненных или примерзших элементах механизмов и др. Для этих случаев разработан алгоритм пуска с переключением частот. Диаграмма пуска показана на рис. 5.

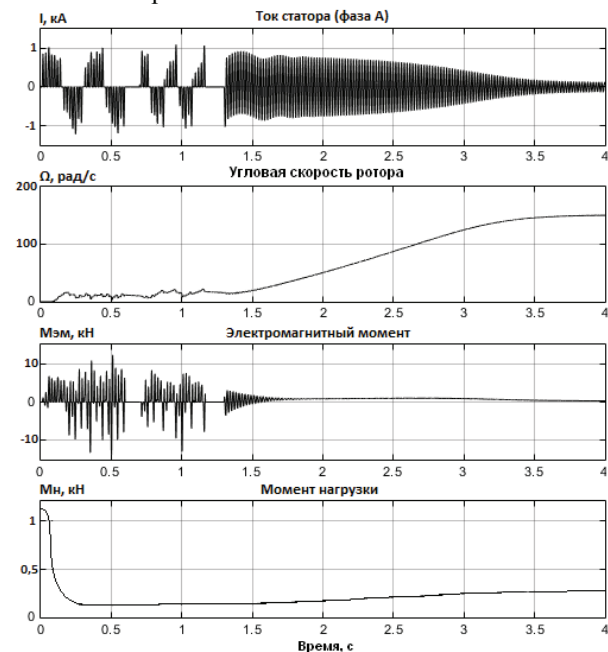


Рис. 5. Графики пуска АД с переключением частот

Пуск двигателя происходит при частоте 3,3 Гц, после чего момент нагрузки резко уменьшается вследствие нелинейной характеристики трения [8].

Затем коммутатор формирует напряжение с частотой 5 Гц, далее 7 Гц и 50 Гц. На рис. 6 показана искусственная механическая характеристика двигателя, полученная моделированием при переключении частот.

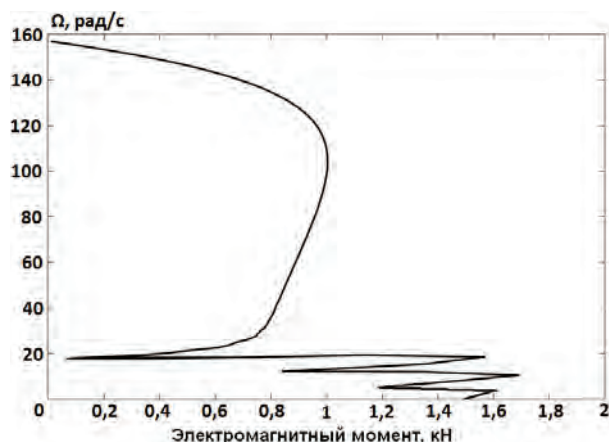


Рис. 6. Искусственная механическая характеристика двигателя при переключении частот

### Результаты экспериментальных исследований

Разработанный и исследованный алгоритм реализован в устройстве пуска трехфазных двигателей для несимметричных питающих сетей (схема показана на рис. 1). Схема реализована на основе микроконтроллера STM32F372R8T6. В качестве силовых ключей использовались оптотиристорные модули МТОГО-80-121и. Эксперименты проводились с асинхронными двигателями напряжением 0,4кВ и мощностью 0,37 кВА и 1,5кВА.

Выполненные экспериментальные исследования подтвердили теоретические и модельные результаты. В качестве нагрузки, создающей большой начальный момент, использовалась затянута с калиброванным моментом на механической передаче, соединяющей ротор с нагрузкой, специальная гайка. При частоте 3,3 Гц двигатель развивает пусковой момент 29 Н\*м, т.е. превышает номинальный момент 10 Н\*м в 2,9 раза. При 5 Гц пусковой момент равняется 19 Н\*м, а при 7 Гц пусковой момент составляет 15 Н\*м.

На рис. 7 представлена диаграмма пусковых токов при различных частотах.

При пуске без нагрузки двигатель быстро набирает обороты и достигает максимально возможной частоты вращения. Работа двигателя при этом сопровождается сильной вибрацией, обусловленной пульсациями электромагнитного момента. Угловая скорость ротора помимо постоянной составляющей имеет и переменную. Это полностью совпадает с результатами компьютерного моделирования.

Тиристорный коммутатор напряжения благодаря типовой силовой схеме и программной реализации алгоритмов управления может реализовывать несколько разных способов управления: прямой

пуск, «мягкий» пуск, толчковый пуск, динамическое торможение и др.

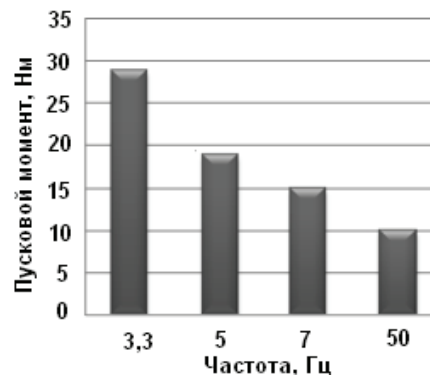


Рис. 7. Пусковые моменты двигателя 5А80МА8У3 (0.4кВ, 50Гц, 0.37кВт, 700 об/мин, КПД 61%, cosφ 0.59) при разных частотах

### Заключение

Разработанный и реализованный способ пуска трехфазного асинхронного двигателя обеспечивает надежный пуск электрической машины при тяжелых условиях эксплуатации и несимметричной питающей сети. Устройство предназначено для применения на железнодорожных составах и других объектах, получающих питание от однофазных сетей. Данные, полученные в результате компьютерного моделирования, полностью подтверждены экспериментальными исследованиями.

Благодарим Захарова А.В. за консультации и ценные критические замечания.

1. Valantine R. Motor Control Electronics Handbook. McGraw Hill Companies, Inc, 1998. 704 p.
2. Каширских В.Г., Переверзев С.С. Сравнительный анализ способов плавного пуска асинхронных электроприводов горных машин / Горный информационно-аналитический бюллетень, 2005. С. 308 – 311.
3. Малафеев С.И., Афанасьев П.М., Студеникин В.А. Автоматизированная система управления земснарядом / Автоматизация в промышленности. 2012, №8. С. 57 – 59.
4. Malafeev S.I., Zaharov A.V. Investigation of Losses taking place in an induction motor with frequency control during transient processes / Russian Electrical Engineering. 2008, Т. 79, No 7, p. 349 -352.
5. Малафеев С.И., Коняшин В.И. Автоматизация приводного агрегата прокатного стана / Автоматизация в промышленности, 2015, № 1. С. 51 – 53.
6. Грищенко А.В., Стрекопытов В.В. Электрические машины и преобразователи подвижного состава. — М.: Издательский центр «Академия», 2005. 320 с.
7. Малафеев С.И., Коняшин В.И. Компьютерное моделирование асинхронной машины / Материалы XIX Международной конференции по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСПРС'2015). Алушта, Крым, 24 – 31 мая 2015 г. М.: Издательство МАИ, 2015. С. 640 – 642.
8. Малафеев С.И., Малафеева А.А. Моделирование и расчет автоматических систем. – Владимир, Посад, 2003. 200 с.

## УПРАВЛЕНИЕ РЕЖИМОМ КОЛЕБАНИЙ В МЕХАТРОННОЙ СИСТЕМЕ ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ МЕХАНИЧЕСКИХ КОМПОНЕНТОВ ПРИВодОВ

С.И. Малафеев<sup>1</sup>, А.И. Копейкин<sup>2</sup>, С.С. Малафеев<sup>1</sup>

<sup>1</sup>ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия; [sim\\_vl@nm.ru](mailto:sim_vl@nm.ru)

<sup>2</sup>Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

Рассматривается колебательная электромеханическая система для идентификации параметров и характеристик механической части электроприводов и диссипативных характеристик пар трения.

**Ключевые слова:** электромеханическая система, колебания, частота, амплитуда, трение, модель, обратная связь, измерение.

### Введение

При испытаниях механических подсистем приводов в настоящее время используются различные методы [1, 2]. Колебательный способ экспериментального определения триботехнических характеристик пар трения обеспечивает получение адекватных результатов в динамических режимах [3]. Основу технической реализации колебательного способа составляет электромеханическая система, работающая в режиме вынужденных колебаний, автоколебательном или резонансном режиме [4].

В настоящей работе рассматривается вариант системы управления режимом колебаний в электромеханической системе, предназначенной для измерения диссипативных характеристик пар трения.

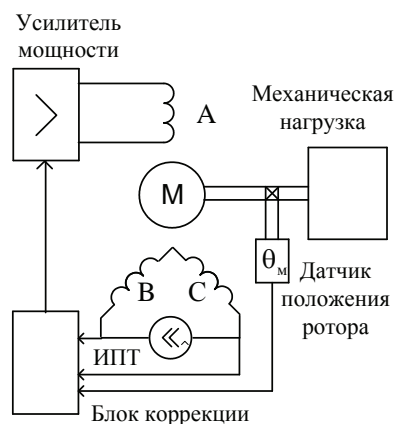
### Функциональная схема колебательной системы

Упрощенная функциональная схема колебательной системы показана на рисунке. Система содержит трехфазную электрическую машину М с активным ротором, одна из статорных обмоток которой (А) подключена к выходу усилителя мощности. Две другие обмотки соединены последовательно и подключены к источнику постоянного тока ИПТ. Для реализации колебательного режима используется положительная обратная связь, сигнал которой снимают с последовательно соединенных обмоток А и В. Дополнительно в системе используется обратная связь по амплитуде механических колебаний ротора.

Сигнал обратной связи (рисунок) формируется на последовательно соединенных обмотках фаз В и С и определяется алгебраической суммой ЭДС каждой из них:

$$u_{B-C} = \frac{\sqrt{3}}{2} \psi_M \Omega k_\Phi \theta_M \sin 2\Omega t, \quad (1)$$

где  $\psi_M$  - максимальное потокосцепление ротора с фазой статора при совпадении их осей;  $\Omega$  - угловая частота автоколебаний;  $k_\Phi$  - коэффициент формы сигнала, зависящий от геометрии воздушного зазора и определяемый экспериментальным путем;  $\theta_M$  - амплитуда колебаний ротора.



В работе [5] показано, что для получения однонаправленного преобразования энергии в машине переменного тока с двумя обмотками необходимо, чтобы сумма или разность угловых частот токов в обмотках равнялась угловой частоте изменения взаимной индуктивности между обмотками. Сказанное находится в полном соответствии с уравнением (1), т.к. только в таком случае за счёт среднего момента электродвигателя, формируемого токами фаз А и В-С, создаётся колебательное движение ротора. Применение обратной связи по положению двигателя достигается высокая стабильность колебаний в установившемся динамическом режиме.

Путем изменения коэффициентов передаточной функции в цепи обратной связи формируется требуемая частотная характеристика с целью обеспечения повышенной точности при измерении соответствующего параметра системы.

1. Blau P.J. Friction Science and Technology: from concepts to applications. CRC Press. 2009. 436 p.
2. Malafeev S.I., Konyashin V.I., and Malafeeva A.A. Determining the Frictional Force in the Rolling of Metal // Russian Engineering Research. 2015, Vol. 35, No 11. P. 760 – 762.
3. Kopeykin A.I. and Malafeev S.I. Determination of the moments of inertia with a self-oscillating electromechanical systems / Measurement Techniques, Vol. 37, No 4, 1994. P. 413 - 416.
4. Копейкин А.И., Малафеев С.И. Управляемые электромеханические колебательные системы. – Владимир, Посад, 2001. 128 с.
5. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины: – М.: Энергия, 1980. 928с.

## ИССЛЕДОВАНИЕ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ГИБРИДНОЙ МЕХАТРОННОЙ СИСТЕМЕ

С.И. Малафеев<sup>1</sup>, С.С. Малафеев<sup>1</sup>, М.О. Гусаков<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия; [sim\\_vl@nm.ru](mailto:sim_vl@nm.ru)

<sup>2</sup>ООО Владимирский станкостроительный завод «Техника», Владимир, Россия

Рассматриваются методика и результаты компьютерного моделирования и сравнительного анализа энергетических показателей гибридной мехатронной системы, содержащей автономный энергетический источник и нагрузку с электроприводом, работающим в четырех квадрантах механической характеристики при различных технических решениях функциональной схемы.

**Ключевые слова:** двигатель, генератор, модель, преобразователь, рекуперация, активный выпрямитель, суперконденсатор, мощность, потери.

### Введение

На предприятиях горной промышленности широко используются автономные дизель-генераторные энергоустановки для электропитания удаленных от линий электропередач потребителей, перегонах экскаваторов и буровых станков и др. [1]. Особенностью работы таких энергоустановок является переменная нагрузка, изменяющаяся в широком диапазоне, в том числе рекуперация энергии. Эффективная работа электрооборудования в сложных режимах возможна только при рациональном конфигурировании системы и соответствующем уровне автоматического управления. Особый интерес при этом представляет использование рекуперированной энергии.

В настоящей работе приведены результаты исследования и моделирования гибридной мехатронной системы, содержащей тепловой двигатель, синхронный генератор, электрический привод объекта электропитания и системы управления.

### Схема автономной энергетической системы

Упрощенная функциональная схема гибридной мехатронной системы с системой рекуперации энергии в питающую сеть приведена на рис. 1. Дизельный двигатель мощностью 630 кВт с регулятором частоты вращения (1500 об/мин.) приводит во вращение ротор синхронного генератора мощностью 630 кВА, напряжением 6,3 кВ. Объект электропитания – частотно-регулируемый асинхронный привод, подключен к генератору с помощью высоковольтного кабеля через понижающий трансформатор 6,3/0,66 кВ. В электроприводе содержится устройство сброса энергии на балластные резисторы. Диаграмма циклического изменения нагрузки привода показана на рис. 2. В цикле длительностью 26 с чередуются режимы потребления, холостого хода и рекуперации механической энергии в питающую электрическую сеть.

С целью сравнительного анализа энергетических процессов моделировались различные схемотехнические решения системы, и алгоритмы управления, обеспечивающие при рекуперации энергии:

- преобразование энергии в теплоту с помощью балластных резисторов;
- передачу энергии в питающую сеть и использование режима «торможения двигателем»;
- накопление рекуперированной энергии с помощью суперконденсаторов и ее использование при двигательном режиме работы электрической машины.

### Моделирование системы

Моделирование гибридного мехатронного комплекса выполнено с помощью Simulink. При этом использованы типовые модули двигателя внутреннего сгорания, синхронного генератора, питающей электрической сети, частотно-регулируемого асинхронного привода, а также специально разработанные модели электрических машин, полупроводниковых преобразователей, компенсирующих устройств и измерительных приборов [1, 2]. Модели управляющих систем построены на основе типовых структур многодвигательных приводов главного движения экскаваторов, разработанных в Компании «Объединенная Энергия» [3]. В модели активного выпрямителя на основе трехфазного инвертора напряжения использована синхронная система управления трехфазным выпрямителем с замкнутым контуром по обобщенному вектору тока. Система управления поддерживает заданные значения напряжения в звене постоянного тока и коэффициента мощности на входе.

Вычислительный эксперимент предусматривает исследование процессов в мехатронной системе при типовой диаграмме работы привода (рис. 2). При этом рассчитываются процессы изменения напряжений, токов, скоростей и моментов приводов, токи и напряжения в системе электропитания, графики активной, полной и эквивалентной реактивной мощностей и коэффициента мощности, вычисленных за период питающего напряжения, потребленная за цикл энергия, потери в компонентах комплекса и суммарные потери, КПД за цикл, показатели качества электроэнергии в системе электропитания.

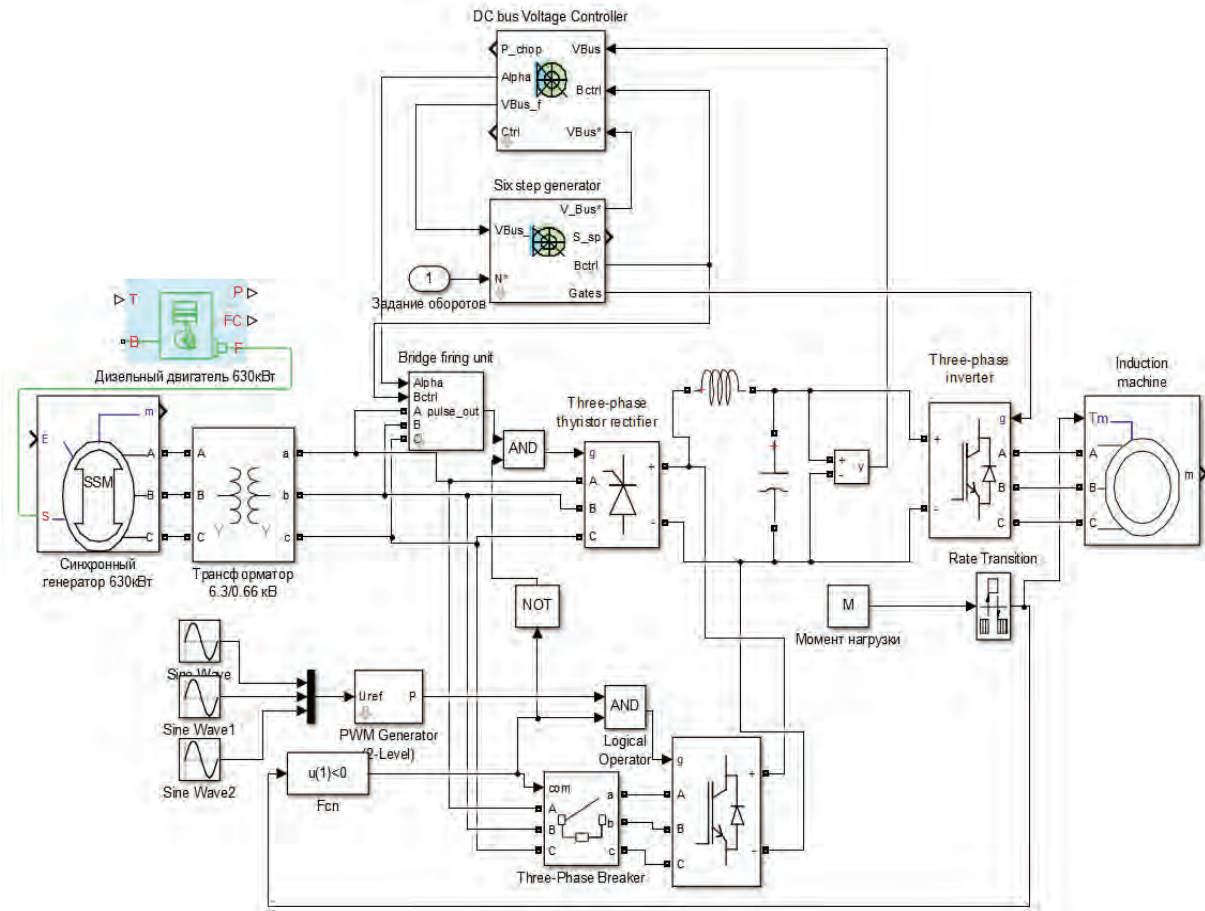


Рис. 1. Схема модели мехатронной системы

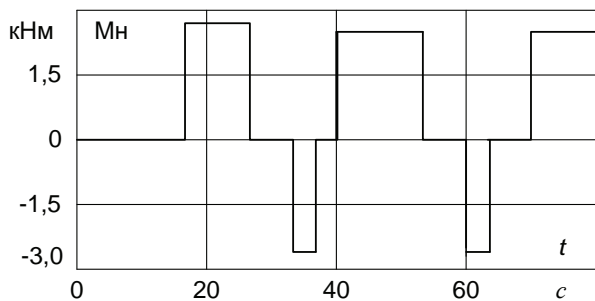


Рис. 2. Диаграмма тестовой нагрузки привода ( $M_n$  – момент механической нагрузки)

В простейшей схеме без использования рекуперированной энергии при механоэлектрическом преобразовании происходит электротепловое преобразование энергии на балластных резисторах. Диаграммы процессов в системе для этого случая приведены на рис. 3. Использование емкостного накопителя энергии – суперконденсатора, позволяет использовать рекуперированную энергию непо-

средственно в приводе. На рис. 3 показаны сравнительные диаграммы двух систем: без накопителя и с накопителем емкостью 80 Ф. Снижение энергопотребления от сети зависит от диаграммы нагружения приводного двигателя. В рассматриваемом случае оно достигает 16%.

Особый интерес представляет исследование процессов передачи рекуперированной энергии в питающую электрическую сеть. В этом случае рекуперированная энергия частично преобразуется с помощью синхронного генератора в механическую энергию вращающихся масс дизель-генераторной установки, частично используется в электрических цепях собственных нужд электроприемника и частично преобразуется в тепловую энергию в балластных резисторах. Рекуперация вызывает увеличение угловой скорости и, следовательно, кинетической энергии вала двигателя внутреннего сгорания. При этом снижение энергопотребления достигает 4...5%.



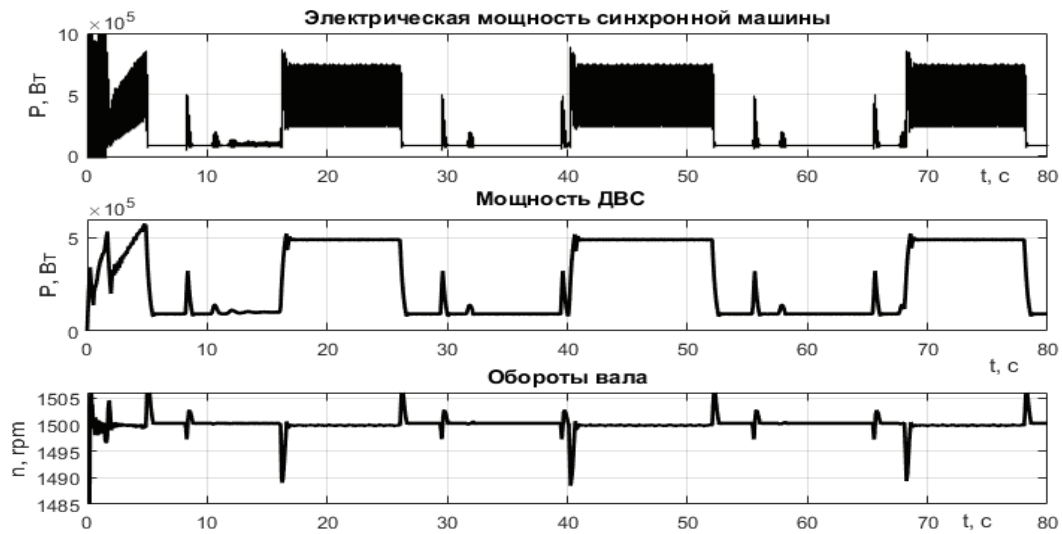


Рис. 3. Диаграммы в системе без использования рекуперированной энергии

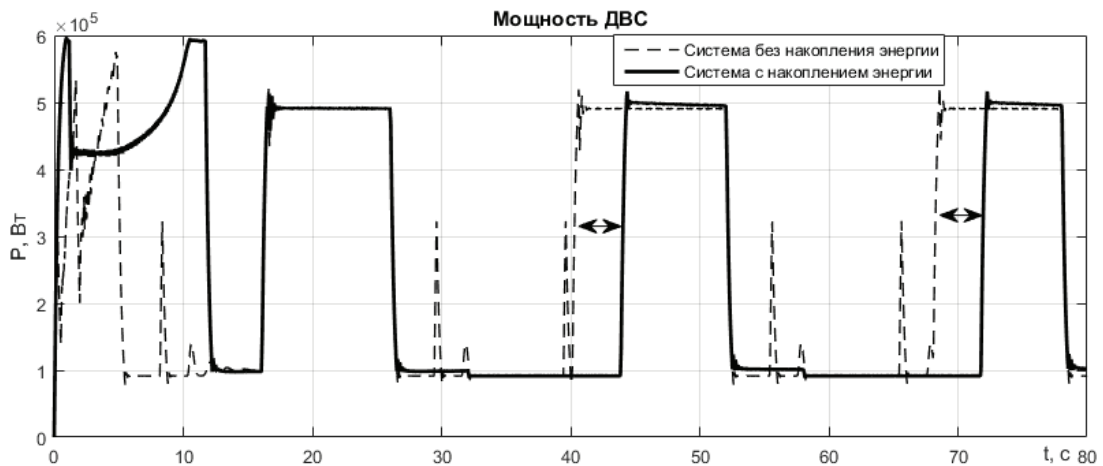


Рис. 4. Диаграммы мощности двигателя внутреннего сгорания в системе без накопителя энергии и с накопителем энергии

## Результаты и их обсуждение

1. Исследование и моделирование процессов управления и преобразования энергии в перспективных гибридных мехатронных системах на горных предприятиях обеспечивает новый подход к определению их основных параметров и оценке энергетических характеристик.

2. Разработанная методика моделирования мехатронных систем горных машин и комплекс программ позволяют выполнять исследование и сравнительный анализ различных вариантов гибридных мехатронных систем и получить оптимальные параметры электрооборудования и систем управления с точки зрения максимальной энергоэффективности.

3. Полученные результаты моделирования и выполненный сравнительный анализ подтверждают высокие энергетические характеристики новых энергетических установок с накопителями энергии.

1. Степаненко В.П. Применение в горной промышленности КЭСУ с возобновляемыми источниками и накопителями энергии / Горный информационно-аналитический бюллетень. 2016, № 9. С. 138 – 146.
2. Малафеев С.И., Малафеев С.С., Серебренников Н.А. Компьютерное моделирование мехатронных систем однокоровых экскаваторов / Горное оборудование и электромеханика. 2011, № 5. С. 24 – 29.
3. Малафеев С.И., Коняшин В.И. Компьютерное моделирование асинхронной машины / Материалы XIX Международной конференции по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСППС'2015). Алушта, Крым, 24 – 31 мая 2015 г. М.: Издательство МАИ, 2015. С. 640 – 642.
4. Malafeev S.I, Novgorodov A.A. Малафеев С.И. Design and implementation of electric drives and control systems for mining excavators / Russian Electrical Engineering. October 2016, Volume 87, Issue 10, pp. 560–565. doi:10.3103/S1068371216100035.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИНАМИКИ РЕЗОНАНСНОГО МЕХАНИЗМА ДИФФУЗИИ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ НИКОТРИРОВАННЫХ ТЕПЛОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ С РЕСУРСНЫМ СМАЗЫВАНИЕМ

П.И. Маленко, А.Ю. Леонов, К.Д. Релмасира

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Тульский государственный университет», Тула, Россия; [malenko@tsu.tula.ru](mailto:malenko@tsu.tula.ru)

Рассмотрены особенности действия резонансных процессов в поверхностных слоях никотрированных теплостойких сталей в процессе трения скольжения с ресурсным смазыванием с использованием метода молекулярной динамики. Показано, что в результате этого происходят структурно-фазовые превращения, приводящие к образованию вторичных структур, которые и определяют эксплуатационные свойства пар трения.

**Ключевые слова:** резонансный механизм диффузии, термический удар, вторичные структуры, структурно-фазовые превращения, трение скольжения со смазочным материалом, метод молекулярной динамики.

The features of action resonance processes in the surface layers nicotrated heat resistant steels in the process of sliding friction with lubrication of the resource using the method of molecular dynamics. It is shown that the result is a structurally-phase transformations leading to the formation of secondary structures, which determine the operational properties of friction pairs.

### Введение

При работе пары трения в поверхностных слоях происходят структурно-фазовые превращения с образованием вторичных структур (ВС), которые определяют их эксплуатационные свойства и, в частности, склонность к схватыванию, обусловленную резким повышением коэффициента трения [1]. Образование ВС связано с диффузионными и полиморфными (бездиффузионными) процессами в поверхностных слоях. При этом происходит значительное повышение коэффициента диффузии ( $D=10^{-5} \div 10^{-8}$  м<sup>2</sup>/с), что подтверждено экспериментально.

Это объясняется морфологией поверхностей трения, а именно, наличием суб- и микрошероховатостей, вызывающих пульсирующее изменение температуры, то есть термоциклирование [2], которое, в свою очередь, является причиной возникновения термических ударов (ТУ), а следовательно, резкого повышения давления  $p$  в поверхностных слоях [3]. Известные механизмы диффузии (вакансионные, обменные и др.) не объясняют резкого повышения коэффициентов диффузии, поэтому исследование данного явления весьма актуально.

В настоящее время при изучении диффузионных процессов применяют методы молекулярной динамики (ММД), позволяющие моделировать исследуемые процессы.

В работах [4, 5] приведены результаты моделирования ММД процесса перемещения атомов под действием ТУ в поверхностной зоне теплостойкой стали 25Х3М3НБЦА с никотрированным покрытием. Анализ траекторий перемещений атомов позволил определить механизм диффузии как кооперативный (эстафетный) с коэффициентами диффузии  $D=10^{6} \div 10^{8}$  м<sup>2</sup>/с.

Однако объяснить более высокие экспериментальные коэффициенты диффузии порядка  $D=10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с на основании данного механизма не представляется возможным. Предварительные расчеты показали, что под действием ТУ может возникать другой механизм, определенный как резонансный. Данное предположение основывается на возможности совпадения частот  $\omega_0$  колебаний атомов в кристаллической решетке и частот  $\omega$  колебаний внешнего воздействия, то есть тепловых ударов.

### Постановка задачи

Теоретические основы резонансного механизма диффузии изложены в работе [6]. Основанием для исследования подобного механизма диффузии послужил сравнительный анализ экспериментальных коэффициентов диффузии [1] с коэффициентами диффузии  $D_{\text{кооп}}$  при кооперативном механизме. Более чем в 70 % случаев  $D_{\text{эсп}}=10^{-4} \div 10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с превосходит  $D_{\text{кооп}}$ .

Резонансные процессы при трении – быстродействующие ( $\tau \sim 10^{-12}$  с), что является непреодолимым барьером для экспериментальных исследований. Поэтому предпочтительнее моделирование, при котором резонанс определяется как резкое повышение амплитуд вынужденных колебаний  $N$  атомов, расположенных в наборе кристаллических решеток виртуального кристаллита. Атомы совершают тепловые колебания частотой  $\omega_0$  и испытывают внешние периодические воздействия – ТУ частотой  $\omega$ . Согласно теореме Борна–Лидермана распределение частот колебаний реального металла, представляющего собой большую кристаллическую решетку из  $N$  атомов, близко к распределению частот виртуальной решетки с циклическими граничными условиями [7]. В свою очередь, виртуальная система из  $N$

атомов эквивалентна цепочке простых гармонических осцилляторов с соответствующими частотами  $\omega_0^{(i)}$ . Если данную цепочку связать потенциалом парных взаимодействий (ППВ), то относительно теории колебаний движение атомов в цепочке определяется как движение осцилляторов в поле, заданном ППВ [8]. При отсутствии внешнего воздействия данная система математически описывается как автономная. Так как кристаллическая решетка обладает жесткостью, то ее колебания будут диссипативными. Если в разложении ППВ учесть члены третьего порядка, то есть тепловой ангармонизм, то, во-первых, система будет кубической (нелинейной), во-вторых, в ней появляются дисперсионные частоты, так как ангармонические члены обеспечивают связь между нормальными колебаниями решетки. Если учитывать ангармонические члены, то члены более низких порядков являются по сути вязкой средой, диссипирующей энергию дисперсионных осцилляторов.

При наличии ТУ система превращается в неавтономную с кубической нелинейностью диссипаций и дисперсий. Математическое описание такой системы имеет вид [8]

$$\ddot{x} + \omega_0^2 x = -2\gamma\dot{x} + \beta x^3 + f \cos(\omega + \varphi), \quad (1)$$

где левая часть уравнения – тепловые колебания атомов частотой  $\omega_0$ , правая – параметры, отражающие воздействие ТУ.

Физический смысл коэффициентов уравнения (1) устанавливается из анализа размерностей:  $\gamma = \frac{\gamma'}{m} \tau$  – изменение диссипации энергии, связанное с жесткостью решетки  $\gamma'$  и массой атома  $m$  под действием ТУ;  $\beta = \frac{\beta'}{m}$  – изменение ангармонизма  $\beta'$  под действием массы  $m$ ;  $f = \frac{PS}{m}$  – относительная сила внешнего воздействия,  $P$  – давление ТУ,  $S$  – площадь центрального сечения атома,  $\omega$  – частота колебаний от давления  $P$ ,  $\varphi$  – сдвиг фаз колебаний.

Объектом исследования послужила теплостойкая сталь 25Х3МЗНБЦА с низкотемпературным карбонитридным покрытием (процесс никотрирования). Данная сталь используется для изготовления узлов автоматики стрелково-пушечного вооружения, работающих в условиях трения скольжения с ресурсным смазыванием.

### Результаты и их обсуждение

Молекулярно-динамические расчеты проводились с помощью стандартного пакета

программ XMD, основные характеристики которого описаны в работе [9]. Данный пакет программ позволяет проводить расчеты с циклическими или свободными граничными условиями в приближении многочастичного потенциала EAM.

Из всех исходных фаз поверхностной зоны стали 25Х3МЗНБЦА наибольший интерес с точки зрения действия резонансного механизма диффузии представляют фазы железа и фаза  $\text{Mo}_2\text{C}$ . Фазы железа составляют более 80 % в структуре поверхностной зоны. В этой связи структурные изменения в данной фазе будут определять ресурс исследуемой пары трения. Фаза  $\text{Mo}_2\text{C}$  и межзеренная граница  $\gamma$ -Fe- $\text{Mo}_2\text{C}$  определяют процесс образования ВС  $\text{MoSi}_{0,65}$  и  $\text{MoS}_2$  при  $T \geq 500$  К.

Для исследования процесса распада фазы  $\text{Mo}_2\text{C}$  был сформирован кристаллит из  $9 \cdot 10^3$  атомов. При  $T=600$  К к 500 атомам (сфера  $d=14$  Å) кристаллита было приложено соответствующее значение резонансного усилия. Результаты моделирования представлены на рис. 1.

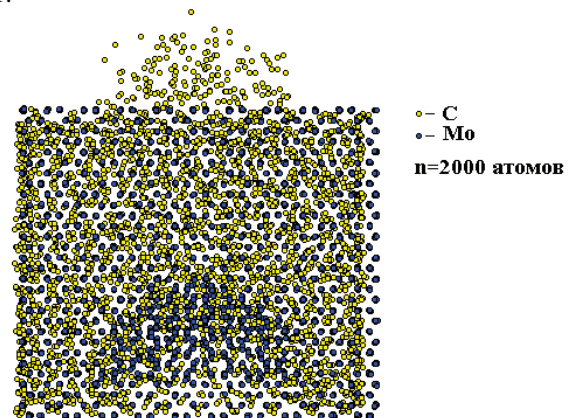


Рис. 1. Результаты резонансного воздействия на фазу  $\text{Mo}_2\text{C}$

Моделирование показывает, что поверхностные атомы углерода, имеющие меньшую энергию связи, чем объемные атомы, покидают кристаллит под действием резонанса. Таким образом, в поверхностной зоне остаются свободные атомы Mo. Эти атомы в дальнейшем образуют с кремнием Si, поступающим из поверхностной зоны и с серой S, поступающей из смазки или поверхностной зоны, ВС. Объемные же атомы Mo и C образуют диффузионные кластеры, именуемые дилатонами [10].

Рассмотрим далее действие резонанса на межзеренную границу  $\gamma$ -Fe- $\text{Mo}_2\text{C}$  (рис. 2, а,б). Как следует из рис. 2,б атомы C полностью покидают межзеренную границу и, проходя через  $\gamma$ -Fe, выходят на поверхность. При этом они частично вытесняют на поверхность атомы Fe. Атомы Mo также покидают межзеренную границу, но в  $\gamma$ -Fe они перемещаются гораздо медленнее, так как в отличие от кооперативного

механизма они практически не диффундируют в  $\gamma$ -Fe, проталкивая атомы Fe к поверхности. Вследствие этого диффузия атомов Mo произойдет за несколько резонансных ударов. Следует отметить, что в результате диффузии в кристаллите образуются диффузионные пустоты, перерастающие в дальнейшем в поры.

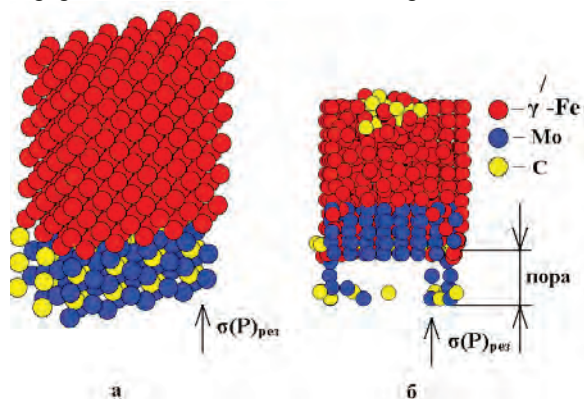


Рис. 2. Расположение атомов в кристаллите  $\gamma$ -Fe- Mo<sub>2</sub>C (T=600 К, n=2000 атомов): а – исходное состояние; б – действие резонансного механизма

Анализ экспериментальных результатов порообразования показал, что фаза Fe<sub>2</sub>P – это единственная исходная фаза, сохранившаяся во ВС без изменения.

Результаты моделирования резонансного механизма диффузии для фазы Fe<sub>2</sub>P представлены на рис. 3.

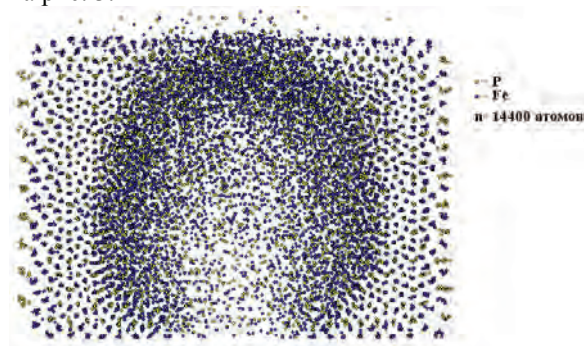


Рис. 3. Действие резонансного механизма диффузии на фазу Fe<sub>2</sub>P

Сформированный кристаллит состоял из 14400 атомов. Сила резонанса была приложена к шару диаметром 14 Å, состоящего из 1360 атомов. Обращает на себя внимание отсутствие преобладающей диффузии более легкого атома P. Кристаллические решетки Fe<sub>2</sub>P с нарушением дальнего порядка располагались ближе к области диаметра шара, образуя каскады столкновений, в то время как во внутренней области шара образовывалась диффузионная пустота. Следовательно, область каскадов столкновений определяет в конечном счете коэффициент диффузии.

Таким образом, в результате действия резонансного механизма диффузии во-первых,

помимо собственно диффузии образуются кластеры диффузионных пустот, которые затем перерастают в поры и во-вторых, очевидно, что под действием ТУ происходит восстановление дальнего порядка в фазе Fe<sub>2</sub>P, которая таким образом превращается во ВС с уменьшением ее процентного содержания по сравнению с исходной структурой.

1. Маленко П.И., Зеленко В.К., Левин Д.М. Температурные поля и эксплуатационные свойства пар трения скольжения со смазочным материалом / Под ред. Ю.Н. Дроздова. М.: Машиностроение. 2011. 239 с.
2. Маленко П.И. Исследование температур на дискретных субшероховатых поверхностях при трении скольжения со смазочным материалом // Вестник машиностроения. 2011. № 7. С. 38–42.
3. Дроздов Ю.Н., Маленко П.И. Структурно-фазовые превращения в поверхностных слоях сталей при трении скольжения // Трение и износ. 2014. Т.35. № 1. С.87–98.
4. Дроздов Ю.Н., Маленко П.И. Применение метода молекулярной динамики для анализа кинетики структурно-фазовых превращений в поверхностных слоях упрочненных теплостойких сталей при трении скольжения с ресурсным смазыванием // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: тез. докл. III Международ. науч. конф. М.: Издательский дом Спектр. 2014. С. 90–92.
5. Дроздов Ю.Н., Маленко П.И. Исследование методом молекулярной динамики диффузионных процессов в поверхностных слоях теплостойких сталей с покрытием при трении скольжения с ресурсным смазыванием // УРАЛ-ТРИБО: материалы Международ. науч.-техн. конф. ученых, ведущих специалистов в обл. трибологии и аспирантов. Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ. 2014. С. 7–9.
6. Дроздов Ю.Н., Маленко П.И. Исследование резонансных процессов в поверхностных слоях пар трения скольжения со смазочным материалом, вызванных термическими ударами // Вестник машиностроения. 2015. № 2. С. 44–52.
7. Борн М., Хуан Кунь. Динамическая теория кристаллических решеток. М.: Изд-во иностр. лит., 1958. 488 с.
8. Кузнецов А.П., Кузнецов С.П., Рыскин Н.М. Нелинейные колебания. М.: Физматлит, 2002. 292 с.
9. Rifkin J. XMD Molecular Dynamics Program / University of Connecticut, Center for Materials Simulation, Storrs, CT, 2002. 104 P. <<http://xmd.SourceForge.net/>>.
10. Журков С.Н. Дилатонный механизм прочности твердых тел / В кн.: Физика прочности и пластичности / Под ред. С.Н. Журкова. Ленинград: Наука, 1986. С. 5–10.

## ELECTRIC SPARK COATING APPLICATION FOR STAMPING PRODUCTION TOOLS HARDENING

Martínez S. Yu.<sup>1</sup>, Ivanov V.I.<sup>2</sup>, Santos M.R.<sup>3</sup>, Vladimir Zuev<sup>4</sup>

<sup>1</sup>Plasma's Technologies, Guadalajara, Jalisco., México. <sup>2</sup>GOSNITI, Moscow, Russia,

<sup>3</sup>Universidad Politécnica de Zacatecas, Fresnillo Zacatecas, México.

<sup>4</sup>Moscow University of Technology, Moscow, Russia

<sup>1</sup>tehninvest-vip@mail.ru, <sup>2</sup>urims2008@gmail.com,

Quality and durability of stamping production instruments (SPI) not only largely determine their efficiency, but affect the product engineering cost. In connection with this, the improvement of the qualitative characteristics of the instruments used in stamping production is an urgent task. The execution of all the complex conditions required to enhance the wear resistance of stamping production tools can be achieved by using the electric spark alloying method to apply metal coatings. Studies of this method have shown the possibility of using it to vary a wide range of parameters of the machined surface topography and properties of the surface layer of conductive material products. The electric spark alloying (ESA) combined effect for the wear resistance increase of stamping production tools is discussed.

**Keywords:** Stamping production; electric spark alloying, machined surface topography, wear resistance

### 1. Introduction

In the stamping production, supplying forgings to mechanical engineering companies, a variety of tools are used for the processing of metal and alloys in the cold and hot states, such as choppers for cutting rolled grade on crank shears and presses, separating stamps (edged and broached), shaping stamps, (hammer and press type, for horizontal spurring and bending machines) and others. The quality and durability of SPI not only largely determine their efficiency, but affect the product engineering cost. In connection with this, the improvement of the qualitative characteristics of the instruments used in stamping production is an urgent task.

Practically, a variety of methods and techniques to increase the strength of the SPI are applied [1, 2, 3]: steels and alloys with improved performance characteristics are used, the improving of the design elements of the instruments, the

optimization of the heat treatment regime, the application of lubricants and insulating compounds and the reinforcing coating of the instrument working surfaces, among others.

Without losing the usefulness of existing measures to improve the quality characteristics of the SPI, there are, in our opinion, additional reserves to increase their durability. Let us consider them in the light of the operation conditions of the stamping instrument.

### 2. The operation conditions of the stamping instrument and the wear pattern

In the operation process, the working surfaces of the SPI are subject to a number of complex factors contributing to their destruction: the force and thermal loading, the relative movement of the workpiece and tool, the presence of solid slag and the adhesive interaction between workpiece and tool materials (Table 1).

Table 1. The main types of destruction surfaces of the working tools and methods to increase their wear resistance

Factors that initiate the wear of the working surface	Main types of destruction	Principles of increasing Wear resistance
Force loading	Crushing or chipping (spalling) of elements of the surface	surface hardness Increase, surface topography optimization
Thermal loading	Softening of the instrument material	Creation on the working surface of a layer with a thermal conductivity significantly different from the workpiece material.
Relative movement between workpiece and instrument	Chipping of elements of the surface	Optimization of the work surface topography
The presence of solid slag	abrasion	Surface hardness increase
Adhesive interaction between workpiece and instrument materials	The destruction of "the grasping bridges " at the base of the instrument material	Creation on the working surface of a layer from chemical elements and compounds with a minimal tendency to weld to the workpiece material.

The instrument working surfaces are exposed to the most significant force loading in operations of separation of the work piece or forged in the cold state. According to [4] when punching holes in steel plates specific pressures reach  $p_{sp} = 4\sigma_s$  ( $\sigma_s$  – resistance to slice). This corresponds to steel St.3, in which the yield limit  $\sigma_y = 240$  MPa, to the specific pressure of  $p_{sp} = 2880$  MPa, while on the cutting edge punch the local load can reach a value of  $p_{max} = 4000$  MPa. Obviously, the processing of increased strength steels and alloys, load on the instrument working surface significantly increases. Such level multiple force loading is the cause of buckling or chipping of elements of the instrument surface. While shaping, the pressure rises with the increasing of the distance from the free surface of the spew to the center of the stream of the stamp, at the same time a sharp increase in pressure on the curvature at crossing points from the walls from the walls to the horizontal sections is observed.

Contact with the heated, to the forging temperature, workpiece (for steels, up to 13,000° C) and also the liberated heat by its deformation heat contribute to the overall and local instrument thermal loading. At the same time, the degree of thermal loading is different in different parts of the working surface of the stamping instrument. In the most loaded zones the temperature rises sharply due to a significant increment of the intensity of the deformation, in the bounded region, and the concomitant released heat. The Rounding out transition reduces the intensity of the local strains and reduces the number of additional metal heating. The intense heat loading causes the carbon loss of the instrument surface layer, softening the instrument material.

The relative movement of the work piece and the instrument facilitates the chipping of elements off the working surface of the tool. This is due to the fact that the orientation of its surface microroughnesses. These microroughnesses prevent the plastic flow of work piece material; with the increase of the length of the working stroke, the pressure on the front surface microroughnesses also rises, reaching the critical values and destroying the work piece and the instrument.

The presence of solid slag on the surface of the work piece also negatively affects the performance of the instrument working surface. Moving the work

piece on the surface of the instrument under high pressures leads to its abrasive deterioration.

The slag properties depend on of its temperature. So, at temperature 1500° C the hardness values for steels 45, 12XH3A, 25XГТ are similar and up to HV 750-800 MPa.

But with decreasing temperature, the slag hardness greatly increases. For instance, at 550°C, it reaches for the mentioned steels the following corresponding values HV 2000; 2500 и 3500 MPa [5]. Therefore, the intensity of abrasive deterioration increases, as a rule, if the temperature of the workpiece rises.

### **3. The principles of increasing the wearing resistance**

Based on above expressed, in order to increase the SPI potential, developed and put into practice the principles of increasing the wearing resistance (Table 1), underlying the electric spark alloying hardening technologies.

By the optimization of the surface topography, as well as by increasing their hardness, an opposition to the crushing or chipping of the surface elements generated by the loading force of the working surfaces of the instrument, is created[5, 6].

The optimization of the topography is expressed in the transformation of its structure, i.e. replacing the traditional topography of a set of extended wedge shape protrusions by the topography of a set of protuberances of limited length. In the first type of topography, that is characteristic to surfaces after machining, the protrusion length exceeds its width at least two times. The protuberances of limited length (spherical segments, pyramids, cones, etc.) have similar dimensions in the longitudinal and transverse directions.

The latter have the advantage over the extended protrusions in the relative movement to the work piece material which is in a plastic condition. The advantage lies in their tangential loading force difference (Fig. 1). This difference for the extended protuberances depends on their orientation with respect to the movement direction. The maximum load on these protuberances is created when their orientation is perpendicular to the direction of relative movement and increases, reaching a critical value with the displacement

length rise. The topography of a set protuberances of limited length is deprived from this shortage. Tangential loading of such protuberances is independent of the stroke length of the relative displacement. The workpiece material spreads into the lateral side of the ledge and does not create stagnant zones.

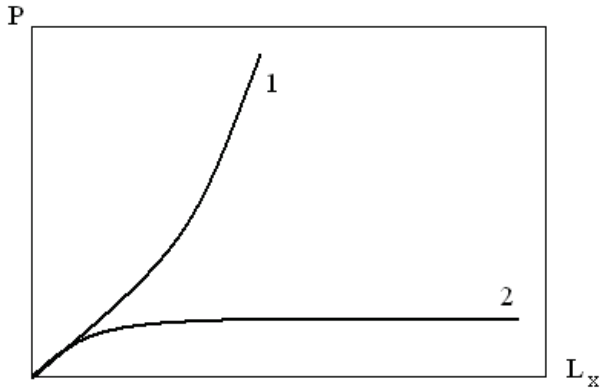


Fig.1. The nature of the variation of the tangential loading force (P), depending on the stroke length (L<sub>x</sub>), for the extended protrusions 1 and for the protuberances of limited length 2.

The maximum normal stresses on the front surface of the spherical segment protuberance depend only on the work piece material plastic constant, the contact friction coefficient and the angle of friction. They do not depend on the length of the relative displacement between the instrument and the work piece.

According to [6], the values of the maximum normal stresses are determined using the expression:

$$-\frac{\sigma_{n\max}}{2k_m} = 2,855 - \gamma + 0,5\sqrt{1 - 4\mu^2}, \quad (1)$$

Here  $k_m$  – work piece material plastic constant,  $k_m = \sigma_s / \sqrt{3} = 0,575\sigma_s$  ( $\sigma_s$  – yield stress, depends on the degree of deformation and is determined from the material hardening curves) and  $\gamma$  – friction angle,  $\gamma = \arccos 2\mu$  ( $\mu$  – contact friction coefficient,  $0 \leq \mu \leq 0.5$ ).

Using equation (1) a range of values of the maximum relative normal stress can be obtained on the front surface of the protrusion in the form of a spherical segment

$$-\frac{\sigma_{n\max}}{2k_m} = 2,570 \dots 2,855.$$

(2)

With regard to the separation process, the limit load dependence perceived by the coated surface, depending on its thickness, was obtained [6]

$$\frac{P}{2k_n} = \frac{0,28t_n S - 0,13t_n^2 - 0,03S^2}{0,54S - 0,15t_n}$$

(3)

Here  $P$  – load,  $k_n$  – coating material plastic constant,  $t_n$  – coating thickness and  $S$  – harvesting thickness

This equation may be used to set a limit on the lower values of thickness of the coating thickness in conjunction with the loading force and the coating material strength properties.

#### Electric spark alloying (ESA) - a combined effect method to increase the wear resistance of forging instruments

The full range of conditions required to improve the wear resistance of forging instruments is effectively achieved by using the method of electric spark deposition of metal coatings. Studies of this method have shown the potential of using it to vary a wide range of parameters of the topography of the machined surface and properties of the surface layer of items of conductive material.

The topography of the machined surface is a collection of smoothly connecting protrusions similar in shape to a spherical segment. This segment is the same in different directions, in contrast to the topography formed by mechanical treatment (cutting). Studies on the profilograph-profilometer model 252 of the parameters of samples surface topography of instrumental steels, after treatment under various conditions by the ESA, have shown [6] that it has a convex-concave nature. At the same time, the microroughness height is usually in the range (micrometers units) of Ra1,6 до Rz 360, relative height of the protuberances  $H_p / R_p$  is 0,06-0,19 (where  $H_p$  and  $R_p$  - respectively, the height and the radius of a single protuberance), the relative distance between the protuberances and  $S_p / H_{\max}$  - in the range 5-9 ( $S_p$  - the protuberances

step,  $H_{max}$  - their maximum height).

The possibility of using most conductive materials as an electrode enables to create coatings with the desired physical and mechanical properties. Metallographic studies of coatings applied by this method to instrumental steels using a wide range of electrode materials (hard alloys, steel of different composition, copper and its alloys, graphite, etc.), let establish the following [6]. The upper limit of the thickness of the modified surface layer is achieved by using hard work regimes with pulses of energy up to 8-10 J, at the same time, the maximum thickness of the white layer reaches an average of 200 microns, and in some areas - up to 400-500 microns. In these coatings the maximum thickness of the transition layer – thermo-diffusion zone - is 300-400 microns. The variation of the electrical regimes provides the desired thickness of the coating from a few microns to half a millimeter. The values of microhardness of the layers are also in wide range: 6000-16000 MPa (white layer) and 3000-5500 MPa (transitional layer). These results are consistent with published data of other researchers [reference].

Thermal conductivity of the most common conductive material varies in the range  $\lambda=10-400$

W/m K. Their use as electrodes for ESA allows managing a wide range of thermophysical properties of the instrument surface layers, which is necessary to reduce the softening effect of the high local temperatures.

### Conclusions.

1. The working surfaces of the ICP are subject to a significant complex action of a number of destructive factors - power and thermal loading, contact with scale, adhesion processes.
2. The ESA method is an effective technological means of increasing the wear resistance of the working surfaces of the ICP due to the formation of a rational relief on them and giving the surface layer the required physico-mechanical properties

1. Coffin L.I.F. A Study of the Sliding of Metals with Particular Reference to Atmosphere. J. Lubr. Eng., vol. 12, N1, 1956, p. 50-59.
2. Kragelsky I.V., Dobychin M.N., Komalov B.C. Basics of calculations for friction and wear. - M.: Mechanical Engineering, 1977. - 526 p.
3. Burumkulov F.H., Lyalyakin V.P., Ivanov V.I. Strengthening of the cutting tool and die tooling by creating nanostructured coatings on their working surfaces. // Technology of metals. 2008. № 1. P.12-16.



## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОНАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ АЭС ПО ДАННЫМ НАТУРНЫХ ТЕНЗОИЗМЕРЕНИЙ

С.В. Маслов<sup>1</sup>, В.С. Кравец<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [maslovsv@inbox.ru](mailto:maslovsv@inbox.ru)

<sup>2</sup>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

Рассматривается расчётно-экспериментальный метод определения напряжённо-деформированного состояния (НДС) оборудования АЭС при переходных тепловых режимах, связанных с быстрыми изменениями температуры теплоносителя. Для решения задачи используется математическое и физическое моделирование поведения конструкции, позволяющее верифицировать применяемую методику.

**Ключевые слова:** определение НДС, расчётно-экспериментальный метод, физическое моделирование, измерение деформации, расчётная модель.

### Цель

При эксплуатации оборудования современных АЭС, возникает задача обеспечения его прочности при нестационарных режимах (аварийных ситуациях, пусках, остановах и т.д.). Решение этой задачи только расчётными, в том числе численными методами, может привести к существенным ошибкам, так как определение параметров температурного нагружения внутренних поверхностей оборудования в условиях реальной эксплуатации связано с неопределённостью граничных условий теплообмена теплоносителя со стенками натурной конструкции. Особенно это актуально для оборудования, испытывающего значительные перепады температур по толщине стенок из-за существенных различий теплоёмкости элементов корпуса.

Основной целью работы является разработка методики математического и физического моделирования, позволяющей получать надёжные результаты оценки НДС для нестационарных неустановившихся режимов нагружения оборудования АЭС.

### Постановка задачи

Для уточнения текущего и остаточного ресурса оборудования необходимо иметь надёжные данные о реализованной истории его нагружения при эксплуатации. Для восстановления истории нагружения можно использовать математические модели, позволяющие определить НДС в опасных точках конструкции по функциям изменения регистрируемых параметров - температурам, давлениям в контурах, оборотам циркуляционных насосов и др. Для создания математической модели поведения конструкции в настоящей работе предлагается использовать алгоритм, созданный с использованием результатов физического моделирования процессов термомеханического нагружения оборудования. Основной трудностью использования расчётной модели для определения НДС оборудования атомных и тепловых электростанций является неопределённость граничных условий температурного нагружения, связанная с отсутствием средств его экспериментального контроля. Использование физической модели, для которой можно определить особенности НДС для целого ряда характерных режимов нагру-

жения, позволяет построить верифицированную расчётную модель, использующую различные граничные условия краевой задачи в зависимости от зарегистрированных функций изменения параметров энергоустановки.

### Алгоритм решения задачи

Термонапряжённое состояние оборудования АЭС в большинстве случаев определяется тепловым воздействием теплоносителя на внутренние поверхности элементов оборудования. Поэтому для решения поставленной задачи необходимо сформировать алгоритм, позволяющий по измеренным параметрам эксплуатации восстановить граничные условия на внутренних поверхностях установки.

1. Внутренняя поверхность конструкции условно разбивается на участки, для которых функции изменения температуры теплоносителя и коэффициенты теплоотдачи принимаются одинаковыми.

2. Определяются основные режимы нагружения при нормальных условиях эксплуатации, нарушении нормальных условий, возможных проектных и запроектных авариях.

3. Изготавливается модель корпуса конструкции, повторяющая её геометрию и имеющая такие же теплофизические и механические свойства, как натурный образец.

4. Физическая модель оснащается измерительными преобразователями - тензометрическими и температурными датчиками, фиксирующими состояние конструкции при её нагружении.

5. Модель испытывается на тепловом стенде, имитирующем воздействие потоков теплоносителя для всех режимов, выбранных в п.2.

6. Устанавливаются закономерности изменения напряжений и температур в измерительных точках, а также простые функциональные связи между параметрами, регистрируемыми штатными датчиками (давление в контуре, температуры в контрольных точках, скорость потока теплоносителя или скорость вращения циркуляционных насосов) и граничными параметрами на участках, установленных в п.1.

7. По результатам анализа, выполненного в п.6, формируется конечноэлементная модель кон-

струкции, позволяющая получать расчётные параметры НДС, соответствующие результатам выполненных измерений.

Предлагаемый алгоритм позволяет выполнить последовательное уточнение и совершенствование расчётной модели, в том числе для гипотетических условий нагружения, не предусмотренных проектом. Сравнение результатов расчёта и эксперимента является верификацией расчётной модели для условий проведённых стендовых испытаний. Дополнительной верификацией являются сравнение результатов, полученных с применением расчётной модели, с результатами натурных тензоизмерений, полученных при пуско-наладке и в начальный период эксплуатации установки.

### Реализация алгоритма при испытаниях

Предлагаемая методика была апробирована на примере разработки уточнённой расчётной модели теплообменника технологических систем АЭС. Теплообменник представляет собой горизонтальный противоточный аппарат с поперечно-продольным обтеканием труб по стороне межтрубного пространства.

Общий вид теплообменника приведен на рис. 1.

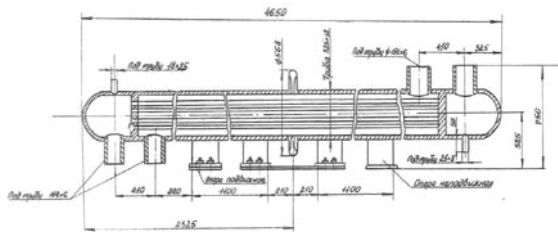


Рис. 1. Общий вид теплообменника

Наиболее нагруженным элементом конструкции является зона сопряжения патрубков с корпусом (далее - патрубковая зона). На внутренней поверхности конструкции в этой зоне происходит резкое изменение скорости потока теплоносителя, поэтому в соответствии с п.1 предлагаемого алгоритма рассматриваются две зоны формирования граничных условий: внутренняя поверхность патрубка и внутренняя поверхность корпуса.

Анализ условий нагружения установки показал, что основной вклад в её повреждаемость вносят быстрые изменения температуры теплоносителя при нарушении нормальных режимов эксплуатации – быстром охлаждении (ННУЭ-1) и быстром расхолаживании (ННУЭ-2). Внутреннее давление в теплообменнике рассматривается как независимый нагружающий фактор, для его учёта выполняются тензоизмерения при гидротests установки для верификации расчётной модели в части механического нагружения.

Полноразмерная модель конструкции и схема установки на ней первичных преобразователей показаны на рис.2. и рис.3.

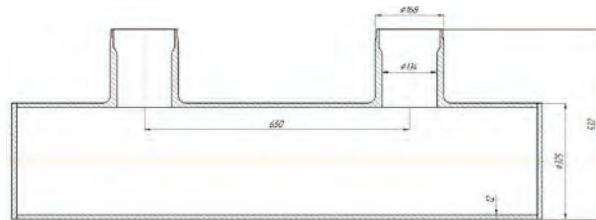


Рис. 2. Эскиз модели патрубка

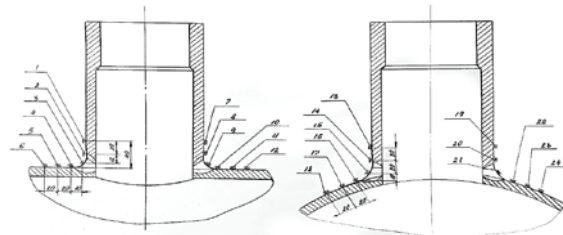


Рис. 3. Схема расположения тензорезисторов

Монтаж, наладка системы тензометрии, обработка показаний тензопреобразователей проводятся в соответствии с рекомендациями [1,2].

В качестве штатных измеряемых параметров были выбраны:

- температура теплоносителя на входе в патрубок;
- температуры на наружной поверхности патрубковой зоны (устанавливаются дополнительно);
- давление в контуре;
- число оборотов циркуляционного насоса

Ограниченное количество измеряемых параметров связано с тем, что установка дополнительных средств измерения внутри контура (что существенно упростило бы идентификацию граничных условий теплообмена) является трудновыполнимой задачей, т.к. требует специальных технических и проектных решений, связанных с обеспечением прочности и герметичности узла прохода импульсных линий через стенки оборудования.

Для построения расчётной модели теплового состояния при стендовых испытаниях определяются расчётные коэффициенты теплоотдачи для 2-х рассматриваемых зон в соответствии с [3]. Далее выполняется расчёт методом конечных элементов (программный комплекс ANSYS) нестационарных температурных полей; результаты сравниваются с экспериментальными данными. В случае несоответствия – уточняется коэффициент теплоотдачи со стороны рабочей среды и расчёт повторяется. Полученные в результате итерационного процесса коэффициенты теплоотдачи считаются соответствующими моделируемой скорости изменения температуры при реализованной скорости потока теплоносителя (в окончательной редакции расчётной модели – числу оборотов циркуляционного насоса).

На основании тепловых расчётов по определению нестационарных температурных полей выполняется расчёт НДС конструкции при воздействии всех нагружающих факторов: внутреннего давления,

нагрузки на патрубки от присоединённых трубопроводов [4], температурных напряжений и т.д. Результаты расчётов сравниваются с полученными при испытаниях модели экспериментальными данными, в случае их несоответствия расчётная модель уточняется. Таким образом, выполняя комплекс экспериментальных и расчётных исследований, формируется алгоритм определения НДС для построения реализованной истории нагружения конструкции.

### Результаты расчётно-экспериментальных исследований

На рис.3 и рис.4 приведены результаты расчёта температур для реализованного при испытаниях режима ННУЭ-2. Расчёт выполнен с применением разработанной модели для внутренней и наружной поверхностей патрубка и корпуса теплообменника.

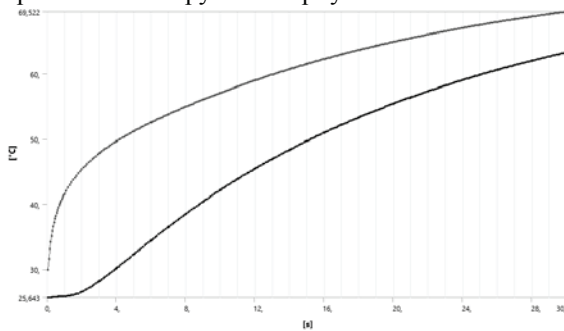


Рис. 3. Изменение температуры патрубка для периода времени  $t = 30$  с (сверху-внутренняя поверхность, снизу - наружная)

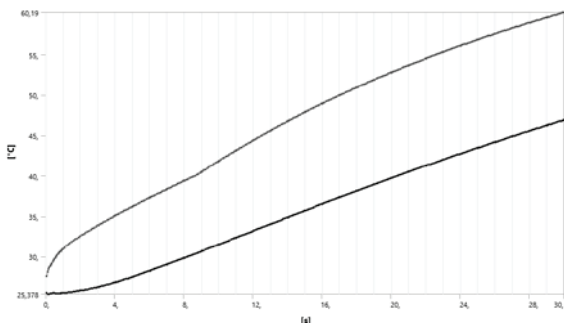


Рис. 4. Изменение температуры корпуса для периода времени  $t = 30$  с (сверху - внутренняя поверхность, снизу - наружная)

Данные, полученные при использовании расчётной модели, совпали с данными эксперимента (в пределах погрешности измерений -  $1,5^{\circ}\text{C}$ ).

По результатам испытаний было установлено, что наиболее нагруженной оказалась точка 20. Это соответствует максимальным расчётным значениям для поверхностных элементов. Необходимо отметить, что экспериментальные значения напряжений при режиме ННУЭ-2 для точки 20 отличаются от напряжений в точке 14, расположенной симметрично относительно плоскости патрубка и имеющей аналогичные условия нагружения. Значения напряжений в этих точках для разных режимов приведены в таблице 1.

Таблица 1.

Результаты определения НДС в наиболее опасных точках

Точка	ГИ		ННУЭ-1		ННУЭ-2	
	Осевые	Кольцевые	Осевые	Кольцевые	Осевые	Кольцевые
14	20,0	70,7	-87	-56	108	69
20	16,7	64,4	-83	-57	142	101

Расхождение значений при режиме ННУЭ-2 вызвано несовершенной схемой температурной компенсации (схема с общим компенсационным тензорезистором, установленным в т. 20), увеличивающей погрешность при высоких скоростях изменения температуры. В результате определения НДС в этих точках расчётным методом, значение интенсивности напряжений составило 102 МПа.

Окончательная апробация разработанной расчётной модели проводится при тензоизмерениях, проводимых при пуско-наладке и в начальный период эксплуатации головного блока АЭС.

### Выводы

Применение предлагаемой расчётно-экспериментальной методики позволяет восстановить историю термомеханического нагружения элементов оборудования АЭС при стационарных и переходных режимах эксплуатации.

Данная методика позволит избежать недостатков и допущений, присущих применяемых независимо друг от друга расчётным и экспериментальным методам.

1. Методы и средства натурной тензометрии: Справочник/ М.Л.Дайчик, Н.И.Пригоровский, Г.Х.Хуршудов. – М.:Машиностроение, 1989. – 240с. ISBN 5-217-00392-8
2. Михалёв Ю.К., Фомин А.В., Маслов С.В. Натурные тензотермометрические исследования напряжённо-деформированных состояний оборудования АЭС// Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2008. №5. С. 121-126.
3. РТМ 108.031.05-84. Оборудование теплообменное АЭС. Расчёт тепловой и гидравлический.
4. Маслов С.В., Салин А.Н. Контроль НДС критически важных конструкций с применением расчётно-экспериментальных алгоритмов, основанных на использовании результатов тензо- и термометрии. В сборнике: Научные труды IV Международной научной конференции “Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении” 2015. С. 164-168.

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ МИНИМАЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ ОПЕРАЦИОННЫХ ПРИПУСКОВ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ПРОЦЕССЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ОСНОВЕ РАЗМЕРНОГО АНАЛИЗА

В.Б. Масыгин<sup>1</sup>, Д.А. Оськин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Омский государственный технический университет, Омск, Россия; [masaginvb@mail.ru](mailto:masaginvb@mail.ru)

<sup>2</sup>НПО «Атлант», Омск, Россия

Обеспечение минимальных значений операционных припусков является важной технологической задачей, однако эти значения не указываются непосредственно в технологической документации, и, следовательно, не контролируются. Минимальный припуск может автоматически гарантироваться только путем размерного анализа. Проведено сравнительное исследование двух технологических процессов механической обработки – опытного, без размерного анализа, и с размерным анализом. Показано преимущество размерного анализа при обеспечении минимальных припусков.

Ключевые слова: деталь, заготовка, размерные цепи, размерный анализ, геометрическая модель, припуск.

### Введение

Задача обеспечения рациональных припусков остается одной из наиболее важных задач в проблеме обеспечения высокого качества, надежности, экономичности машиностроительной продукции. Разработанный В.М. Кованом [1] метод расчета припусков на обработку в сочетании с методом размерных цепей Б.С. Балакшина [2] были и остаются основными теоретическими средствами для решения данной задачи. Методом, использующим эти средства для размерно-точных расчетов технологических процессов механической обработки, является метод размерного анализа [3,4,5], позволяющий, в частности, оптимально назначить размерную структуру, установить рациональные значения технологических допусков и операционных припусков.

Несмотря на имеющиеся достижения в теории и практике размерного анализа [6,7,8], на многих предприятиях продолжают использовать вместо размерного анализа метод «проб и ошибок» при назначении размерно-точных параметров технологических процессов, особенно это касается операционных припусков. Это связано с тем, что, в отличие от операционных допусков, операционные припуски не указываются непосредственно в технологической документации, и, следовательно, непосредственно не контролируются.

При этом от обеспечения минимальных припусков прямо зависят качество и экономичность изготавливаемой продукции [9]. Существует значение минимального операционного припуска [1], которое соответствующим образом рассчитывается, и должно быть обязательно обеспечено. При заниженных значениях минимальных припусков на поверхности детали останутся следы предшествующей обработки («чернота») или не удаленные дефекты поверхностного слоя. При завышенных значениях – увеличиваются потери материала и затраты на удаление припусков. В то же время, при проведении размерного анализа операционные технологические размеры и размеры заготовки рассчитываются таким образом, что автоматически гарантируется удаление минимальных припусков.

### Постановка задачи

Выполним сравнительное исследование двух технологических процессов механической обработки детали – исходного – с назначенными опытным путем без размерного анализа технологическими размерами, и расчетного – с размерным анализом. Определим значения минимальных припусков для каждого технологического процесса и сравним полученные результаты. Для краткости ограничимся только линейными технологическими размерами.

### Теория и методика расчетов

Все задачи, решаемые с помощью размерных цепей, разделяют на два типа: прямые и обратные [2]. Прямая (проектная) задача является основной, так как позволяет определить параметры составляющих звеньев – технологических размеров – по заданным замыкающим звеньям – конструкторским размерам и припуском. Обратную (проверочную) задачу решают при необходимости проверки правильности решения прямой задачи или для проверки принятых без расчета размеров и допусков.

В данном случае необходимо провести, с одной стороны, проверочный расчет исходного технологических размеров технологического процесса без проведенного размерного анализа, с другой, – выполнить проектный и проверочный расчет того же технологического процесса в соответствии с требованиями размерного анализа.

Для проведения проектных и проверочных расчетов применим разработанные на кафедре технологии машиностроения ОмГТУ компьютерные программы: «Проверочный расчет линейных технологических размеров и допусков «DIAMOND-B»» и «Расчет линейных технологических размеров и допусков «DIAMOND»» [10]. Программы выполняют автоматизированный расчет по методу min-max на основе матрицы смежности графа [11].

Исходные данные для программ подготавливаются в виде геометрических моделей детали, заготовки и операционных эскизов технологических операций (рис.1) с табличным представлением числовых данных.

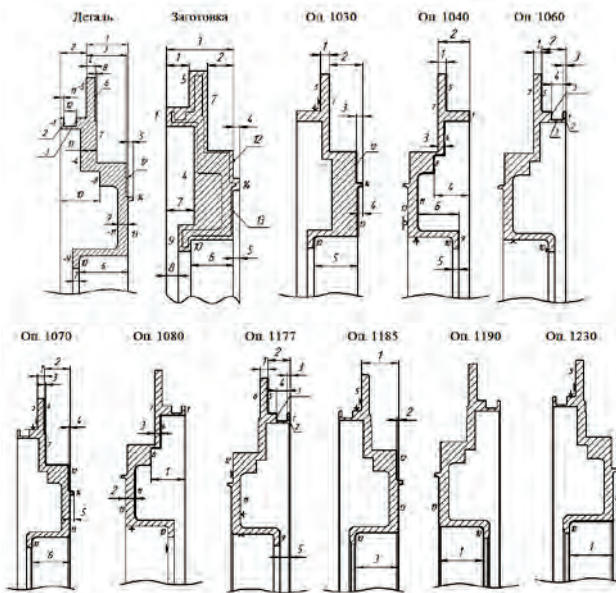


Рис. 1. Геометрические модели детали, заготовки и операционных эскизов технологического процесса

Геометрическая модель детали представляет собой эскиз детали, на котором пронумерованы линейные конструкторские размеры. Границы линейных конструкторских размеров также нумеруются, начиная с крайнего левого торца, слева направо, в возрастающем порядке. Номера границ, которые открыты влево, должны иметь знак минус. Заданные чертежом конструкторские размеры представляются в виде таблицы (табл. 1).

Таблица 1. Описание линейных конструкторских размеров детали

Номер размера	Номинальное значение	Отклонения размера		Границы размера	
		Верхнее	Нижнее	Левая	Правая
1	23	0.05	-0.05	-5	13
2	15	0	-0.24	-1	-5
3	22	0.1	-0.1	-5	12
4	5	0	-0.16	-5	6
5	4	0.3	-0.3	12	14
6	28	0.1	0.05	10	13
7	4	0.2	-0.2	-9	10
8	1	0	-1.0	6	7
9	6	0.2	-0.2	-11	13
10	22.5	0.2	-0.2	-1	-8
11	2	0.4	0	-1	-2
12	7	0.2	0	2	3
13	4	0.2	-0.2	-4	7

На геометрических моделях заготовки и операционных эскизов (рис.1) поверхности, являющиеся базами или границами линейных технологических размеров, обозначаются соответствующими номерами поверхностей геометрической модели детали, а технологическим размерам на отдельных операциях присваиваются номера, отражающие порядок, в котором они выполняются. Заданные технологические размеры также представляются в виде таблицы (табл. 2).

Таблица 2. Описание линейных технологических размеров

Номер операции	Номер базы	Число линейных размеров	Границы линейных размеров
Заготовка	-	8	1,5; 7,12; 1,12; 12,14; 14,13; 13,10; 1,4; 1,9 (исходные)
			1,5; 7,5; 5,12; 5,14; 5,13; 5,10; 5,4; 5,9 (расчетные)
1030	5	5	5,7; 7,14; 14,12; 14,13; 13,10
1040	13	6	7,5; 7,1; 7,4; 1,8; 10,9; 9,11
1060	10	4	7,5; 5,1; 1,2; 2,3
1070	5	6	5,6; 6,13; 6,7; 13,12; 13,14; 13,10
1080	10	3	1,8; 13,11; 7,4
1177	12	5	6,5; 5,1; 1,2; 2,3; 1,9
1185	5	3	5,3; 13,12; 13,10
1190	13	1	13,10
1230	5	1	13,10

В табл. 2 приведены два варианта границ линейных размеров заготовки – исходный и расчетный. Границы линейных размеров заготовки указаны в соответствии с простановкой линейных размеров на чертеже исходной заготовки (рис. 1).

Однако данная исходная простановка размеров заготовки выполнена без учета рекомендаций теории размерного анализа относительно простановки размеров заготовки. В соответствии с данными рекомендациями все размеры заготовки должны быть проставлены от поверхности, являющейся базой на первой операции, т.е. от поверхности 5, что и выполнено для расчетного варианта простановки размеров заготовки. Данная рекомендация направлена на уменьшение погрешностей припусков от допусков на размеры заготовки.

Далее выполнялось автоматизированное решение проверочной задачи размерного анализа для двух вариантов исходных данных – исходных и расчетных.

Расчетные значения технологических размеров были получены в результате решения проектной задачи частично с теми же исходными данными, что и для исходного технологического процесса, а именно, с теми же границами и технологическими допусками на всех операциях технологического процесса, но с исправленными в соответствии с рекомендациями теории размерного анализа границами размеров заготовки. При этом в качестве расчетных минимальных припусков (табл. 3) были приняты значения на основе справочных данных [12], равные суммам значений шероховатости на предшествующей операции и глубины дефектного слоя.

На первом этапе проверки определялась ожидаемая погрешность конструкторских размеров. В рассматриваемом случае все технологические допуски для обоих вариантов исходных данных были назначены правильно, все допуски конструкторских размеров обеспечиваются.

На втором этапе проверки определялось – обеспечиваются ли значения верхнего и нижнего отклонений конструкторских размеров и минимальных припусков.

Таблица 3. Расчетные значения минимальных припусков

Индекс припуска	Значение
1030.01, 1030.02, 1030.03, 1030.04, 1030.05, 1040.01, 1040.02, 1040.03, 1040.05	0.490
1060.01, 1060.02, 1070.02, 1070.03, 1070.04, 1070.05, 1070.06, 1080.01, 1080.02, 1080.03, 1177.03, 1177.04, 1177.05	0.200
1177.01, 1177.02, 1185.01, 1185.02, 1185.03	0.050
1190.01	0.020
1230.01	0.010

### Результаты исследований

Результаты проверочного расчета линейных технологических размеров показаны в виде диаграмм (рис. 2,3), построенных на основе полученных числовых данных о минимальных припусках и погрешностях припусков.

На рис. 2 показаны результаты проверочного расчета для исходного технологического процесса. На рис. 3 – результаты проверочного расчета для расчетного варианта технологического процесса.

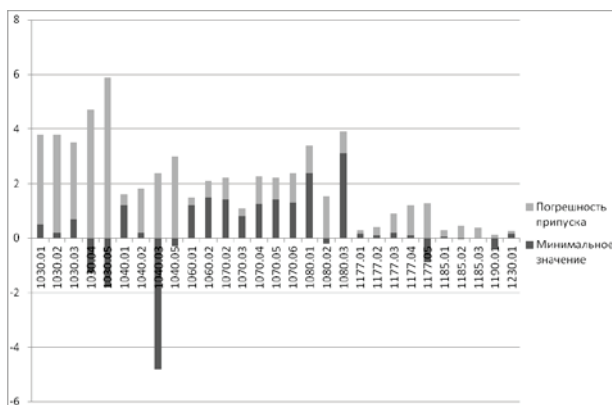


Рис. 2. Значения исходных операционных минимальных припусков и погрешностей припусков

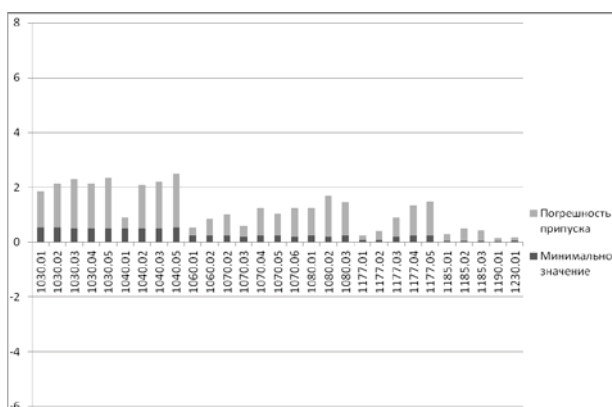


Рис. 2. Значения расчетных операционных минимальных припусков и погрешностей припусков

На рис. 2 и 3 нижние блоки показывают минимальные значения припусков, верхние блоки показывают значения погрешностей припусков.

Блоки, расположенные ниже горизонтальной оси, означают отрицательные значения минимальных припусков, соответственно, расположенные

выше горизонтальной оси означают положительные значения минимальных припусков. Погрешность припуска считается верхним отклонением припуска, а минимальное значение – его номинальным значением. Наибольшее значение припуска равно сумме минимального значения и погрешности припуска.

### Обсуждение результатов и выводы

Сравнительный анализ значений минимальных припусков для исходного технологического процесса (рис. 2) и расчетного (рис. 3) показывает, что некоторые минимальные припуски в первом случае имеют отрицательные значения (переходы 1030.04, 1030.05, 1040.03, и др.), на данных переходах возможно появление черноты, в то же время ряд минимальных исходных припусков имеет завышенные значения (переходы 1040.01, 1060.01, 1060.02 и др.), на данных переходах возникают излишние потери материала.

Кроме того исходный вариант имеет завышенные погрешности припусков из-за нерациональной простановки размеров заготовки.

Отсюда следует, что технологический процесс, разработанный с применением размерного анализа, обладает значительными преимуществами с точки зрения обеспечения минимальных припусков.

### Список литературы

- Кован В.М. Расчет припусков на обработку в машиностроении. Справочное пособие. М.: Машгиз. 1953. 208 с.
- Балашкин Б.С. Теория и практика технологии машиностроения: Основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение. 1982. 387 с.
- Мордвинов Б.С. Исследование геометрических структур с применением методов теории графов // Известия вузов. Машиностроение. 1965. № 3. С. 111—118.
- Иващенко И.А. Технологические размерные расчеты и способы их автоматизации. М.: Машиностроение. 1975. 222 с.
- Матвеев В.В., Тверской М.М., Бойков Ф.И. [и др.] Размерный анализ технологических процессов. М.: Машиностроение. 1982. 264 с.
- Ашихмин В.Н. Закураев В.В. Совершенствование методики размерного анализа технологических процессов // Справочник. Инженерный журнал. 2009. № 1. С. 12—15.
- Кузьмин В.В. Размерный технологический анализ при проектировании технологической подготовки производства // Вестник машиностроения. 2012. № 6. С. 19—23.
- Шамин В. Ю. Теория и практика размерно-точного проектирования. Челябинск: Изд-во ЮУрГУ. 2007. 520 с.
- Оськин Д.А., Масыгин В.Б. Совершенствование расчета технологических размеров на основе выявления обратных связей между допусками и условиями обработки // Технология машиностроения. 2007. № 8. С. 18—23.
- Масыгин В.Б. Автоматизированный расчет линейных технологических размеров при проектировании и анализе технологических процессов механической обработки // Материалы VI всероссийской научно-практической конференции «Машиностроение – традиции и инновации (МТИ-2013)». Сборник докладов. М.: МГТУ «СТАНКИН». 2013. С. 100—106.
- Масыгин В.Б. Метод расчета линейных технологических размеров на основе матричного представления графа // Технология машиностроения. 2004. № 2. С. 35—40.
- Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. / Под ред. А.М. Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова, А.Г. Суслова. 5-е изд., исправл. М.: Машиностроение-1. 2003. Т. 1. 912 с.

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ

И.А.Меделяев

Военная академия РВСН им. Петра Великого, Балашиха, Россия; [medd\\_ia@mail.ru](mailto:medd_ia@mail.ru)

Рассматривается влияние температуры на работоспособность узлов трения транспортной техники при эксплуатации. Предложены технические решения по повышению их работоспособности, критерии подбора материалов пар трения и смазочных материалов, приведены способы оценки работоспособности узлов трения и экономической эффективности эксплуатации машин.

**Ключевые слова:** температура, трение, смазочный материал, работоспособность

Работоспособность машин обеспечивается своевременным поступлением смазочного материала к поверхностям трения и созданием на них прочной смазочной плёнки, причем её следует создавать до нагружения в течение некоторого времени при повышенной температуре смазочного материала, активизируя физико-химические процессы образования смазочной плёнки на поверхностях трения, и затем осуществлять их пуск [1-3].

В результате действия нагрузочно-скоростных параметров (нагрузки и скорости скольжения) и предварительного нагрева смазочного материала определяющее влияние на изнашивание узлов трения и создание смазочных плёнок на поверхностях контакта оказывают адгезия, пластическая и упругая деформации, диффузия, адсорбция, химическое взаимодействие смазочного материала с поверхностями контакта. Умело используя эти процессы, можно создавать прочную смазочную плёнку на поверхностях трения и существенно сокращать период приработки трущихся тел (при сокращении затрат энергии), уменьшать износ изделия при обкатке и пуске узла трения и, благодаря этому, значительно увеличить срок его эксплуатации.

Следует отметить, что работоспособность узлов трения машин определяется 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.

Низкая адгезионная прочность смазочной плёнки с поверхностями сопряжения повышает вероятность их отказа, из-за срыва смазочной плёнки, в момент пуска машины (двигателя транспортной техники, гидравлических машин: насосов, насосных

станций, гидромоторов, привод-генераторов) при низких температурах. Поэтому научный принцип управления процессом трения и износа деталей машин при низкой температуре должен быть основан на управлении теплотой смазочного материала (СМ).

Повышение температуры смазочного материала на входе в узел трения снижает его вязкость, сокращает время поступления смазочного материала к трибосопряжению и позволяет активизировать физико-химические процессы образования смазочных плёнок на поверхностях трения, имеющих высокую адгезионную прочность.

Внешние факторы (скорость скольжения и удельная нагрузка), фрикционная теплота трения (производная кинетического и динамического показателя, составляющими которых являются соответственно скорость скольжения и удельная нагрузка в паре трения) и предварительное нагревание смазочного материала изменяют его свойства:

с повышением удельной нагрузки модуль упругости повышается, а коэффициент сжимаемости уменьшается;

при этом вязкость смазочного материала увеличивается экспоненциально;

предварительное нагревание СМ и теплота трения снижают и вязкость СМ, и модуль упругости, но повышают коэффициент сжимаемости;

при трении в условиях реализации граничного трения смазочная плёнка в зазоре пары трения приобретает свойства квазиупругого твёрдого тела с низким сопротивлением сдвигу.

Вязкостно-температурная характеристика смазочного материала оказывает определяющее влияние на эксплуатационные характеристики машин, показывает способность смазочного материала обеспечить их лёгкий пуск при низких температурах и его надёжную подачу к наиболее ответственным деталям в период пуска и прогрева двигателя (гидравлической машины). В этой связи для снижения пусковых износов трибосопряжений транспортной техники и повышение её работоспособности целесообразно создание оптимальных параметров смазочного процесса в узлах трения на режиме пуска за счёт поддержания оптимального теплового режима двигателя (гидравлической машины) и нормальной работы их систем во время пуска и прогрева.

До начала пуска машины (двигателя, гидрав-

лической машины) необходимо проводить её тепловую предпусковую подготовку, эффективность применения которой, как для облегчения пуска в условиях низких температур, так и для повышения работоспособности и безотказности основных сопряжений, подтверждена многочисленными исследованиями и опытом зимней эксплуатации. Для этой цели целесообразно применять средства предпусковой подготовки, в том числе устройства, обеспечивающие прогрев и сокращение времени поступления смазочного материала к узлам трения в предпусковой период.

Повышение температуры СМ на входе в узел трения обеспечивает:

- увеличение энергии активации СМ;

- повышение реакционной способности (химической активности) поверхностных слоёв материалов пары трения путем повышения температуры поверхностных слоёв и смещения констант химических реакций;

- повышение дегазации СМ;

- исключение влияния воздуха на образование хемосорбционных плёнок и процесс трения;

- «мягкость» стартовых условий пуска узла трения машины.

Перспективным способом тепловой подготовки двигателей к пуску при низких температурах может быть предпусковой подогрев двигателя автоматизированным подогревателем семейства АПЖ и подогрев моторного масла двигателя с использованием трубчатого электронагревателя. Их технологическое совмещение позволит обеспечить сокращение времени поступления смазочного материала к узлам трения в предпусковой период и подготовку двигателя к пуску [3].

При совместной работе предпускового подогревателя и устройства тепловой подготовки и подачи моторного масла к парам трения двигателя снижение вязкости моторного масла с ростом температуры обеспечивает:

- подачу необходимого количества моторного масла к парам трения двигателя, снижение трения;

- сокращение времени поступления моторного масла к парам трения двигателя и их работы на неблагоприятных режимах за счёт обеспечения оптимального теплового режима двигателя и нормальной работы его систем во время пуска и прогрева;

- отвод теплоты от поверхностей трения;

- в зависимости от начальной температуры пуска уменьшить на 5-10% интенсивность изнашивания подшипников коленчатого вала;

- минимальную пусковую частоту вращения коленчатого вала двигателя при отрицательных температурах;

- прокачиваемость моторного масла;

- уменьшение времени достижения номинального давления после запуска двигателя;

- минимальные потери на внутреннее трение в двигателе;

- снижение расхода топлива и расхода масла на

угар.

Тепловая подготовка комплексно решает задачу пуска машин, так как обеспечивает создание условий, необходимых для снижения износа деталей машины.

Следует отметить, что для каждого отдельно взятого двигателя внутреннего сгорания определяются оптимальные параметры моторного масла. Именно эти параметры (температура застывания и вязкость) обеспечивают максимальный КПД при минимальном износе деталей сопряжения двигателя при заданных условиях эксплуатации. Вязкость моторного масла более всего меняется в зависимости от температуры, являясь «переменной» величиной она позволяет улучшить пусковые качества двигателя.

Эффективность совместной работы предпускового подогревателя и устройства тепловой подготовки и подачи моторного масла к парам трения двигателя повышается при утеплении двигателя и аккумуляторного отсека.

Состояние аккумуляторной батареи в значительной мере влияет на пуск двигателя при низких температурах. Её энергия расходуется на привод стартера.

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 плёнки на поверхностях трения, а также к повреждению тел пары трения.

Температура в зоне трения (фрикционная теплота) обуславливает:

- формирование контакта двух тел;

- формирование макрогеометрии поверхностей и свойств смазочной пленки в зоне трения, которые определяются не просто механическим воздействием поверхностей, а термохимическим взаимодействием; взаимодействие СМ с поверхностями пары трения.

Средняя температура в смазочной плёнке на контурной площади контакта зависит от прочности плёнки на сдвиг, скорости относительного перемещения сопрягаемых тел и теплоотвода из зоны контакта. При этом температура повышается при увеличении первых двух факторов и снижении последнего.

Выделяемая тепловая энергия приводит к термическому нагружению материалов пары трения и смазочного материала, что изменяет их работу и сокращает срок службы. Результатом тепловой нагрузки является повышение температуры трения, причём в различных местах сопряжения по-разному.

Значительное различие температур поверхности трения и смазочного материала в узле трения дают основание считать, что решающее влияние на смазочную плёнку и процесс трения оказывает температура вспышки на фактических пятнах контакта.

При превышении температурного порога при-



менимости смазочного материала непосредственно на контакте начинается десорбция граничного слоя, и смазка 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 и, как следствие, в паре трения происходит перенос бронзы на поверхность стального образца, что подтверждается впоследствии осмотром поверхностей трения. На поверхности бронзового образца прослеживаются микрократеры, образовавшиеся вследствие переноса бронзы. Развитие процесса схватывания во времени включает несколько стадий [1]:

сближение атомов контактирующих металлов за счёт пластической деформации;

разрушение смазочной плёнки и образование активных центров на поверхности более твёрдого металла;

объёмное взаимодействие.

Срыв смазочной плёнки происходит из-за нарушения равновесного процесса образования / разрушения смазочных плёнок на поверхностях трения. Это происходит при предельных значениях температуры поверхности трения, теплового потока, нагрузки и толщины смазочного слоя.

Для шатунных подшипников базового и форсированного двигателей автомобиля КамАЗ минимальная толщина смазочного слоя принимает значения меньше критических (3мкм). При этом доля смешанного ( $1\text{мкм} < h_{\text{min}} < 3\text{мкм}$ ) и граничного режимов смазки ( $h_{\text{min}} < 1\text{мкм}$ ) увеличивается с ростом температурного режима подшипника. Для хорошо выполненных гладких и жёстких подшипников и валов предельная толщина смазочного слоя составляет в среднем 3 - 10 мкм. Для пар трения гидравлических машин предельные значения толщины смазочного слоя составляют в среднем 0,5 - 1,8мкм.

Результаты исследований и данные по эксплуатации подтвердили решающее влияние температуры на работоспособность узлов трения транспортной техники, причём подшипниковые узлы являются наиболее нагруженными в смысле фрикционного тепловыделения. Высокие температуры, обусловленные значительной мощностью трения, и малая степень охлаждения приводят к выходу машин из строя.

Для исключения выхода машин из строя сформулированы научные принципы управления процессом трения и износом деталей в узлах трения машин и научно обоснованы способы обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях контакта, разработаны технические решения и рекомендации [1-3].

Для обеспечения работоспособности узлов трения машин большое значение имеет проведение технического диагностирования элементов систем транспортной техники, имеющих поверхности трения.

Для решения задачи диагностики технических систем, имеющих поверхности трения, доступ к которым ограничен или отсутствует, целесообразно использовать метод акустической эмиссии АЭ, позволяющий проводить диагностирование и контроль узлов трения с применением пассивных акустических методов. Оценка сигналов, полученных при помощи датчиков АЭ, позволяет контролировать ряд факторов, в том числе наличие и состояние смазочного материала, характеристики трения, такие как температура в рабочем состоянии, вязкость и смазывающие свойства.

Измеряемая температура поверхности трения также представляется информативным диагностическим параметром, определяющим реальное состояние узла трения гидравлических машин и двигателей технических систем. Температура, замеренная в поверхностном слое материала трения, в частности вблизи поверхности трения бронзового образца, в значительной мере соответствует поверхностной температуре. Поэтому достаточно измерять температуру с помощью термопары вблизи поверхности трения.

Технические решения и конкретные рекомендации по обеспечению работоспособности узлов трения машин создают предпосылки для повышения их надёжности в работе посредством проведения комплексных эквивалентно-циклических испытаний на износостойкость и усталостную прочность и установления оптимальных режимов эксплуатации; позволяют прогнозировать работоспособность машин и совершенствовать технологию их предпусковой тепловой подготовки, комплексно решающей задачу пуска машин вследствие создания условий необходимых для снижения износа деталей машин.

Их использование позволяет снизить в 2 раза затраты на техническое обслуживание в процессе эксплуатации машин и в 1,5 раза увеличить период их эксплуатации.

1. Медеяев И.А., Албагачиев А.Ю. Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение. 2008. 462с.
2. Приходько В.М., Медеяев И.А., Фатюхин Д.С. Формирование эксплуатационных свойств деталей машин ультразвуковыми методами. М.: МАДИ. 2015. 264с.
3. Медеяев И.А., Волобуев А.В., Безовский А.В. Обеспечение работоспособности деталей машин. М.: Авторская Мастерская. 2017. 158с.

## ИССЛЕДОВАНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ В МНОГОСЛОЙНЫХ МАТЕРИАЛАХ НА ОСНОВЕ НЕРЖАВЕЮЩИХ СТАЛЕЙ

А.А. Минаков<sup>1</sup>, А.И. Плохих<sup>1</sup>, А. Шмидт<sup>2</sup>, Ф. Вальтер<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский Государственный Технический Университет им. Н.Э. Баумана  
(Национальный Исследовательский Университет), Москва, Россия; crytoicem@rambler.ru

<sup>2</sup>Technical University of Dortmund, Дотмунд, Германия

В работе представлены результаты исследования усталостной долговечности многослойных материалов на основе нержавеющей стали, полученных методом горячей пакетной прокатки. Исследованные образцы прошли два технологических цикла изготовления, имели различное количество и толщину слоев ламинарной структуры. В процессе проведения усталостных испытаний по ускоренной методике была выявлена связь между количеством и толщиной слоев структуры и усталостной долговечностью многослойного материала на основе нержавеющей стали.

**Ключевые слова:** многослойные металлические материалы, горячая пакетная прокатка, ламинарная структура, усталость, усталостная долговечность.

### Введение

Циклическое нагружение деталей машин является наиболее распространенным в машиностроении. Оно сопровождается развитием усталостных явлений, зарождением и развитием усталостных трещин, и в конечном итоге отказу детали.

К настоящему времени накоплен большой опыт в изучении усталостной долговечности у монометаллических конструкционных материалов [1]. Однако исследования усталостных характеристик композиционных материалов всегда вызывает определенные трудности, в силу особенного структурного строения композита конкретного вида. Одним из таких композиционных материалов являются многослойные металлические материалы с количеством слоев более 100. Такие материалы имеют многослойную ламинарную структуру (рис. 1), в которой толщина отдельного слоя может находиться в широком диапазоне: от микрон до нанометров [2, 3].

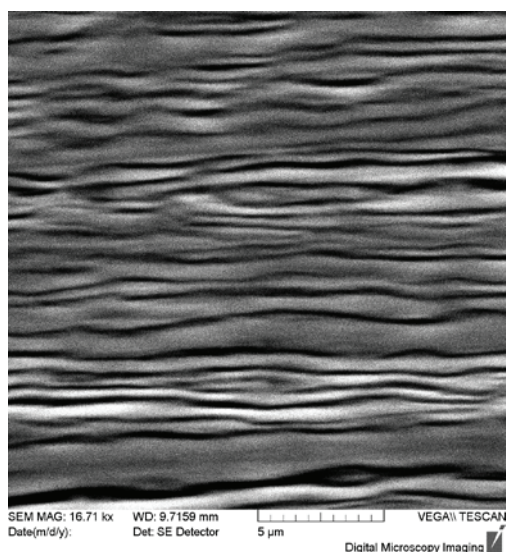


Рис. 1. Электронное изображение ламинарной структуры многослойного металлического материала на основе нержавеющей сталей 08X18H10 и 08X18 после реализации второго технологического цикла

Благодаря такой структуре многослойные металлические материалы имеют высокие показатели механических свойств – в том числе и усталостных. Так, например, в работе [4], посвященной исследованию циклического нагружения многослойного металлического материала на основе гетерогенных материалов – меди и ниобия, показано, что при достижении в таком многослойном материале толщины отдельного слоя в 40 нм возможно получить высокий предел усталостной прочности, равный 450 МПа. Однако исследований усталостной долговечности и анализ реализуемых механизмов, которые приводят к высоким усталостным свойствам в многослойных металлических материалах, до настоящего времени проведено не было.

### Цель исследования

Целью исследования являлось изучение усталостной долговечности в многослойных металлических материалах, сформированных на гомогенной основе, а также анализ полученных результатов усталостных испытаний.

### Материалы и методы исследования

Экспериментальная технологическая схема получения многослойных металлических материалов (рис. 2) состоит из нескольких технологических циклов [5]. Исходными материалами для первого технологического цикла служат карточки, полученные мерной резкой из листов сталей двух марок нержавеющей сталей – 08X18H10 и 08X18 с толщиной 0,5 мм. Далее проводится обработка поверхности заготовок, и из них формируется многослойный пакет, состоящий из 100 чередующихся между собой листов сталей через один по 50 штук каждой марки. Затем пакет вакуумируется и пластически деформируется методом горячей прокатки при температуре 1000 °С. В результате получают многослойный материал толщиной 2 мм, с толщиной отдельного слоя 20 мкм. Исходными материалами для проведения второго технологического цикла являются многослойные заготовки, которые были

получены по завершению первого цикла. В результате проведения второго технологического цикла формируется многослойный материал толщиной 2 мм, при этом количество слоев возрастает до 1400, а толщина отдельного слоя уменьшается до 3 мкм. Для проведения усталостных испытаний были взяты образцы, полученные из горячекатаных полос толщиной 2 мм, первого и второго технологических циклов.



Рис. 2. Экспериментальная технологическая схема горячей пакетной прокатки многослойных металлических материалов

Усталостные испытания многослойных металлических материалов на основе нержавеющей стали были проведены в лаборатории механических испытаний технического университета г. Дортмунда по инструментальной методике постепенного увеличения ступенчатой нагрузки, которая заключается в следующем [6]. При циклическом нагружении материала нагрузка ступенчато увеличивается (на  $\Delta\sigma = 10$  МПа каждые  $\Delta N = 10^4$  циклов), начиная с нагрузки, при которой многослойный материал не повреждается ( $\sigma_{\min} = 200$  МПа), до значения нагрузки, при которой происходит разрушение многослойного образца. Измерительными приборами происходит отслеживание реакции (амплитуда смещения и изменение напряжения) многослойного материала на циклическое нагружение. Отклик материала фиксируется на графике в виде зависимости от нагрузки и количества циклов (рис. 3).

Численно-графическими методами по изменению угла наклона кривой, которая отображает отклик материала (в области перехода от линейной зависимости в экспоненциальную зависимость), может быть определено значение разрушающего максимального напряжения  $\sigma_{\max}$ . Основываясь на измеренном значении разрушающего максимального напряжения  $\sigma_{\max}$ , которое коррелирует с последним циклом нагружения, определяется подходящая величина нагрузки для тестирования на усталостную долговечность при постоянной амплитуде в интервале малоциклового усталости.

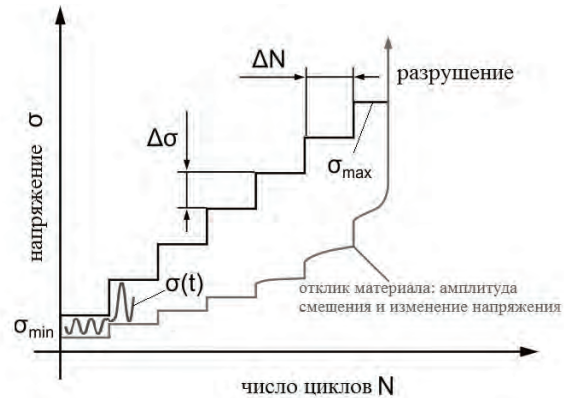


Рис. 3. Схема методики постепенного увеличения ступенчатой нагрузки для определения предела усталости многослойного материала

### Результаты и их обсуждение

В ходе испытаний постепенного увеличения ступенчатой нагрузки для образцов после первого (со 100 слоями) и второго (со 1400 слоями) технологического циклов для испытаний на усталостную долговечность при постоянной амплитуде в интервале малоциклового усталости было установлено максимальное напряжение в 570 МПа. Результаты испытаний представлены на рис. 4.

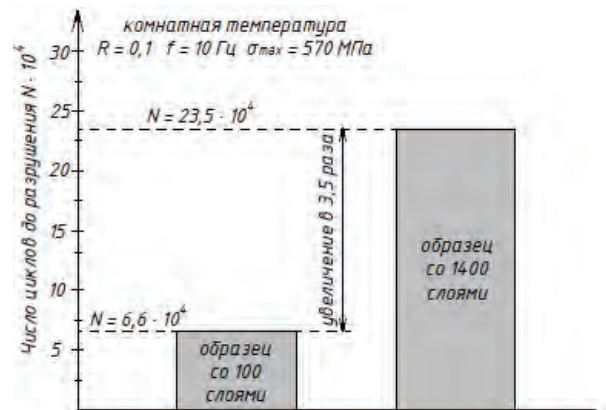


Рис. 4. Результаты испытаний на усталостную долговечность при постоянной амплитуде в интервале малоциклового усталости для образцов многослойных стальных материалов: со 100 слоями (после первого технологического цикла) и со 1400 слоями (после второго технологического цикла)

Как видно из рис. 4, усталостная долговечность для образцов после первого технологического цикла (со 100 слоями и толщиной отдельного слоя 20 мкм) составила  $6,6 \cdot 10^4$  циклов, а для образцов после второго технологического цикла (со 1400 слоями и толщиной отдельного слоя 3 мкм) –  $23 \cdot 10^4$  циклов. Таким образом, усталостная долговечность многослойного стального материала на основе нержавеющей стали 08X18N10 и 08X18 при увеличении дисперсности ламинарной структуры увеличилась примерно в 3,5 раза.

Увеличение усталостной долговечности исследованных образцов, опираясь на литературные

данные, можно объяснить реализацией особых деформационных механизмов. Так, в частности, с применением методов молекулярной динамики показано, что деформация многослойных материалов не связана со скольжением плоского скопления дислокаций в пределах слоя [7]. При толщинах субмикронного и нанометрического диапазона в силу малой толщины слоев деформационные процессы происходят на межслойных поверхностях раздела путем скольжения единичных дислокационных петель в объеме границы (рис. 5). На основании этого, по мнению авторов, повышение прочности не может быть объяснено с привлечением закона Холла-Петча. При этом предлагается также учитывать, что скольжение единичных дислокационных петель зависит от величины поверхностных напряжений между слоями многослойного металлического материала, которые, в свою очередь, определяются строением межслойных границ, ее когерентности и дефектности, угловой разориентировки кристаллических решеток, прочностью на сдвиг границы раздела, и ряда других энергетических факторов.

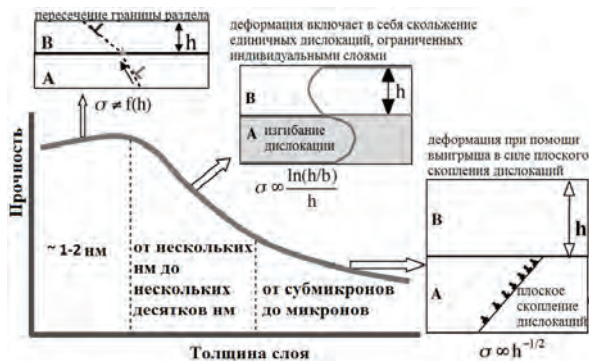


Рис. 5. Схема процессов, которые определяют упрочняющий механизм в многослойных металлических структурах

Учитывая высокую диффузионную подвижность легирующих элементов, особенно в слоистой структуре, при уменьшении толщины слоев [8, 9], интересными оказываются результаты исследований, проведенные на пленочных объектах. Показано, что при переходе к субмикронным толщинам следует учитывать помимо дислокационного скольжения, работу другого механизма деформации – диффузионную ползучесть [10].

## Заключение

В работе приведены результаты исследования многослойного металлического материала, полученного по технологии горячей пакетной прокатки на основе нержавеющей стали 08X18N10 и 08X18. Для сравнительной оценки усталостного поведения многослойного материала с различной степенью структуризации было проведено исследование по специально разработанной ускоренной методике. Установлено, что многослойный материал, имею-

щий в своем строении 1400 слоев, обладает усталостной долговечностью более чем в 3 раза превышающую усталостную долговечность образцов имеющих в своем строении 100 слоев.

На повышение усталостной долговечности исследованных образцов могут оказывать влияние механизмы скольжения единичных дислокаций, которые протекают на границах раздела многослойного металлического материала.

1. Терентьев В.Ф., Кораблева С.А. Усталость металлов. М.: Наука. 2015. 480 с.
2. Карпов М.И., Внуков В.И., Волков К.Г., Медведь Н.В., Ходос И.И., Абросимова Г.Е. Возможности метода вакуумной прокатки как способа получения многослойных композитов с нанометрическими толщинами слоев // Материаловедение. 2004. № 1. С. 48-53.
3. Kolesnikov A.G., Plokhikh A.I., Komissarchuk Yu.S., Mikhailov I.Yu. A study of special features of formation of submicro- and nanosize structure in multilayer materials by the method of hot rolling // Metal Science and Heat Treatment. 2010. Vol. 52. N. 5-6. P. 273-278.
4. Wang Y.-C., Misra A., Hoagland R.G. Fatigue properties of nanoscale Cu/Nb multilayers // Scripta Materialia. 2006. Vol. 54. P. 1593-1598.
5. Колесников А.Г., Плохих А.И. Конструкционные металлические материалы с субмикро- и наноразмерной структурой // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Приборостроение. Спецвыпуск «Нанонженерия». 2010. С. 44-52.
6. Walther F. Microstructure-oriented fatigue assessment of construction materials and joints using short-time load increase procedure // Materials Testing. 2014. Vol. 56. N. 7-8. P. 519-527.
7. Wang J., Misra A. An overview of interface-dominated deformation mechanisms in metallic multilayers // Current Opinion in Solid State and Materials Science. 2011. N. 15. P. 20-28.
8. Bokstein B.S., Rodin A.O., Golosov E.V., Kolobov Y.R., Kolesnikov D.A., Vnuikov V.I., Karpov M.I., Korzhov V.P. Structure and diffusion processes in laminated composites of a Cu-Ti system // Russian Physics Journal. 2009. Vol. 52. N 8. P. 811-815.
9. Плохих А. И., Власова Д.В., Ховова О.М., Полянский В.М. Исследование влияния диффузионной подвижности легирующих элементов на стабильность структуры многослойных металлических материалов // Наука и образование: электронное научно-техническое издание. 2011. № 11. Режим доступа: <http://technomag.edu.ru/doc/262116.html>.
10. Hartmaier A., Buehler M.J., Gao H. Multiscale modeling of deformation in polycrystalline thin metal films on // Advanced Engineering Materials. 2007. Vol. 7. N. 3. P. 1-5.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ СИЛ ДЕФОРМИРОВАНИЯ, ОТ РЕЖИМОВ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ РАСКАТКИ, С ПРИМЕНЕНИЕМ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА QFORM VX.

Морозов С. В.<sup>1,2</sup>.

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>2</sup>Филиал «НИИД» АО «НПЦ газотурбостроения «Салют»

Рассмотрен вопрос влияния режимов изотермической раскатки заготовок типа дисков из жаропрочных сплавов на силы деформации. Установлены эмпирические зависимости сил деформации от режимов изотермической раскатки.

**Ключевые слов:** изотермическая раскатка, заготовка диска, газотурбинный двигатель, жаропрочные сплавы, силы деформации

Одним из перспективных методов получения заготовок дисков из жаропрочных сплавов, применяемых при производстве газотурбинных двигателей (ГТД) является изотермическая раскатка. Принципиальная механическая схема раскатки дисков посредством наклонных к плоскости раскатки роликов. При раскатке нагретая до температуры деформации заготовка, зажата между пинолями, приводится последними во вращение. Под воздействием двух пар наклонных вращающихся роликов, имеющих возможность перемещаться в осевом и радиальном направлениях, а также менять угол наклона по отношению к плоскости раскатки, заготовка деформируется с уменьшением толщины и с увеличением диаметра.[1]

Важным параметром изотермической раскатки, наряду с температурой и скоростью подачи раскатных роликов, требующим дополнительной оценки являются силы, возникающие на рабочих элементах в процессе формообразования.

Полномасштабное моделирование процесса требует значительных затрат машинного времени и наличия мощной вычислительной техники, поэтому для практического применения требуется введение упрощений и допущений, позволяющих сократить время расчета.

Анализ имеющихся данных показал, что силы деформирования резко возрастают, при касании ролика обода заготовки [2], а после кратковременного всплеска снижаются и далее остаются постоянными.

Таким образом, при назначении режимов можно руководствоваться данными полученными на этом этапе раскатки. Это позволяет существенно упростить постановку задачи. В качестве инструмента для компьютерного моделирования использован программный комплекс QForm VX.

Для определения сил, действующих в процессе изотермической раскатки, была принята схема раскатки обода одной парой роликов, позволяющая применить симметрию, рисунок 1.

Пиноль зажимает заготовку силой  $P = 0,4$  МН и приводит ее во вращение с частотой  $n$  мин<sup>-1</sup>. Ролик вращается с частотой  $n_p$ , и перемещается в радиальном направлении относительно заготовки с подачей  $S_p$ , мм/мин.

Частота вращения ролика определяется исходя из требований к равенству линейных скоростей инструмента и заготовки в зоне контакта, по формуле:

$$n_p = \frac{d_{об} * n}{d_p}, \quad (1)$$

где:  $d_{об}$  – диаметр обода заготовки, принятой для расчета, мм

$d_p$  – диаметр рабочей части ролика, мм

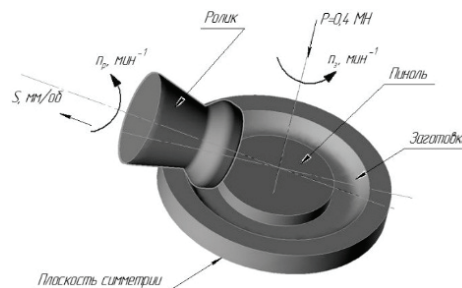


Рисунок 1 – Расчетная схема для определения сил деформирования.

По расчетной схеме подготовлена трехмерная модель элементов и выполнено их разбиение на конечные элементы. Для повышения точности в зоне контакта ролика и заготовки применена адаптация элементов с ограничением максимального размера элемента 2 мм.

В качестве исходных данных, таблица 1 были использованы крайние режимы раскатки, определённые на основании опытных работ [2]

Таблица 1. – Исходные данные для компьютерного моделирования.

Обозначение силы	n, об/мин	S <sub>об</sub> , мм/об	S <sub>р</sub> , мм/мин	T <sub>р</sub> , °C
F1	1	5	5	948
F2	1	5	5	995
F3	0,25	5	1,25	948
F4	0,25	5	1,25	995
F5	1	1	1	948
F6	0,25	1	0,25	995
F7	1	1	1	995
F8	0,25	1	0,25	948

Параметры материала заготовки определены исходя из опытных работ [3, 4]. При изотермической раскатке заготовок дисков из титановых сплавов в качестве защитного покрытия применяется стекломалеовое покрытие типа ЭВТ24, исходя из этого назначена библиотечная смазка «Glass@ между роликом и заготовкой с фактором трения 0,1 по Ливанову.

В результате компьютерного моделирования получены зависимости изменения силы деформации при внедрении ролика в обод заготовки при различных температурно-скоростных условиях изотермической раскатки. Результаты моделирования приведены на графике 2. Он отражает изменение силы деформации в ходе процесса.

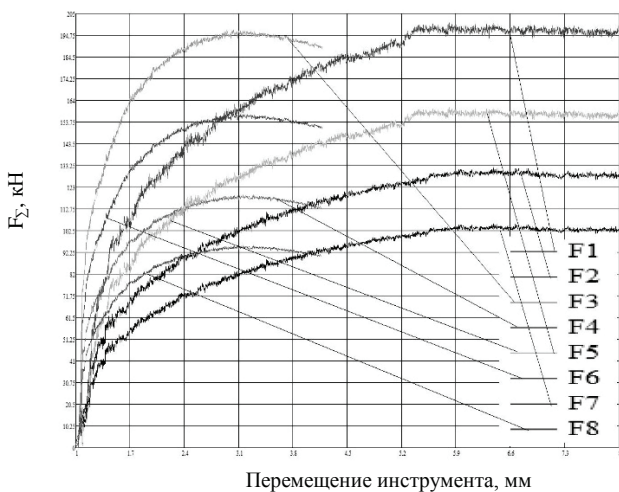


Рисунок 2 – Изменение силы деформации в ходе процесса.

Таким образом, определены максимальные значения силы деформации при изотермической раскатке при разных режимах.

Очевидно, что сила деформации зависит от линейной скорости в очаге деформации, которая зависит текущего диаметра раскатки:

$$V_{\text{лин}} = (\pi * d_{\text{об}}) * n, \quad (2)$$

где:  $d_{\text{об}}$  – диаметр обода заготовки, принятой для расчета, мм

$n$  – число оборотов заготовки, об/мин.

Полученные данные использованы для получения эмпирической зависимости максимальной силы деформации от режимов изотермической раскатки, вида:

$$F_{\Sigma} = 298,3 + 0,081 * (\pi * d_{\text{об}}) * n + 26,7 * (S_{\text{об}} * n) - 0,213 * T_p \quad (3),$$

где:

$$S_{\text{об}} = S_{\text{мин}} * n \quad (4)$$

Полученная зависимость позволяет оценить влияние технологических режимов на силы деформации. Влияние частоты вращения заготовки при температуре 948 °С и различных значениях подачи на силы деформирования показано на рисунке 3.

Влияние температуры раскатки при частоте вращения 0,25 об/мин и различных значе-

ниях подачи на силы деформирования показано на рисунке 4.

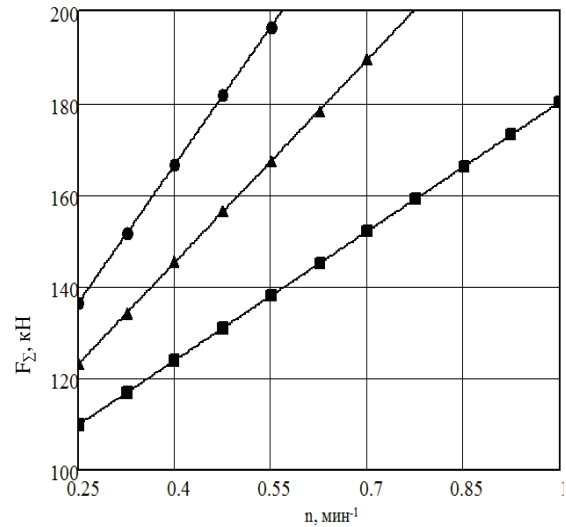


Рисунок 3 – Зависимость силы деформирования от частоты вращения заготовки, при различных значениях подачи: —■— S=1мм/об; —▲— S=3мм/об; —●— S=5мм/об.

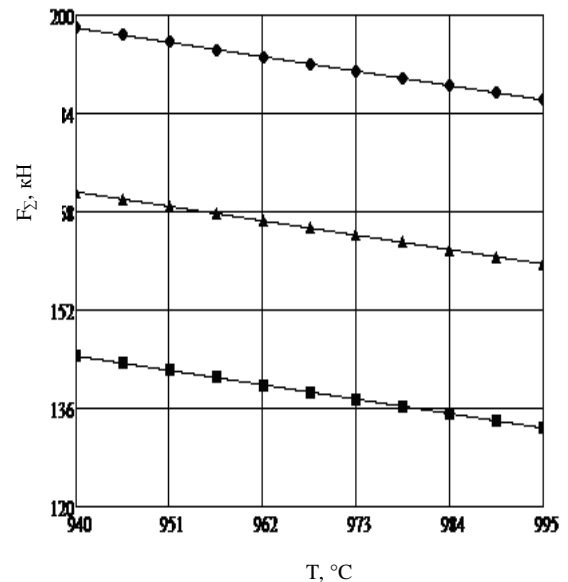


Рисунок 4 – Зависимость силы деформирования от температуры заготовки, при различных значениях подачи: —■— S=1мм/об; —▲— S=3мм/об; —●— S=5мм/об.

Таким образом, при назначении режимов изотермической раскатки необходимо учитывать их влияние на силы деформации в ходе технологического процесса. Превышение допустимых сил может привести к нестабильной работе, поломки инструмента или выходу из строя самой машины, поэтому задача определения сил является важной уже на этапе проектирования технологического процесса [5-10].

## Выводы

1. Определены силы деформирования при различных режимах изотермической раскатки заготовок дисков.
2. Определены эмпирические зависимости сил деформирования от технологических режимов раскатки.
3. Установлено, что основное влияние на силы деформирования при одной температуре при значениях подачи выше 3 мм/об влияние частоты вращения больше, тогда как при значениях подачи от 3 мм/об и ниже растер влияние подачи.

1. 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.
2. Расчет технологических параметров изотермической раскатки дисков газотурбинных двигателей. Бурлаков И.А., Морозов С.В., Боровских И. А. // Заготовительные производства в машиностроении. М., 2010г. № 2 С. 28-34.
3. Методы расчета сил деформирования при раскатке дисков из жаропрочных сплавов на автоматической линии АЛРД-800. Морозов С.В., Морозов В. В. // Труды международной научной конференции «Машины, технологии и материалы для современного машиностроения», - М.: Изд-во «Институт компьютерных исследований», 2013. С. 69.
4. Морозов С.В. Силовые параметры при изотермической раскатке на автоматической линии АЛРД-800 // Пробле-

мы машиностроения и автоматизации, 2014. №1 С. 165 – 168.

5. Сухоруков Р.Ю., Афонин В.Л., Раков Д.Л., Шитов А.М., Назаров Р.А., Гаврилина Л.В., Кошавцев Н.Ф., Кондрачев И.М., Смоленцев А.Н. Исследование и разработка интеллектуальных технологических систем и управления данными системами для машин нового поколения. Отчет о НИР, 2016, Номер государственной регистрации: 01201355405, 205с.
6. 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.
7. Mukhtarov S.K., Utyashev F.Z., Sukhorukov R.Y. Influence of the deformational heat treatment on the structure and mechanical properties of nickel-iron alloy. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. Т. 44. № 1. С. 33-39.
8. 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. 6
9. Валитов В.А., Мулюков Р.Р., Назаров А.А., Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Использование эффекта сверхпластичности для раскатки газотурбинных дисков из жаропрочных никелевых сплавов. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2013. № 3. С. 51-56.
10. Burlakov I.A., Zabel'yan D.M., Morozov S.V., Valitov V.A., Ganeev A.A., Utyashev F.Z., Sukhorukov R.Y. Modeling the structure formation during hot deforming the billets of the parts of gas-turbine engines made of heat-resistant nickel alloy. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2016. Т. 45. № 5. С. 469-475.

## ИССЛЕДОВАНИЕ СТАЛЬНЫХ СТЕРЖНЕЙ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ ИМПУЛЬСНЫМ МЕТОДОМ

Е.А. Мотова, Н.Е. Никитина

Институт проблем машиностроения РАН, Н. Новгород, Россия; (E-mail: [motik-1@mail.ru](mailto:motik-1@mail.ru))

Представлены результаты исследования влияния пластической деформации заневоленных стальных стержней с использованием акустических измерений

**Ключевые слова:** ультразвуковые исследования, стальные заневоленные стержни, пластическая деформация

*Памяти д.т.н. Никитиной Н.Е. посвящается.  
Авторы.*

Принцип работы различных механизмов, в частности, торсионов [1], основан на упругих свойствах металла сопротивляться деформациям кручения. Для повышения динамических свойств, воспринимаемой нагрузки и максимального угла закрутки торсион подвергают заневоливанию, заключающемуся в закрутке горячего торсиона за предел его упругости и выдерживании в таком положении некоторое время. Остаточные напряжения, полученные при заневоливании, позволяют повысить рабочую нагрузку и угол закрутки торсиона в эксплуатации.

Исследовано влияние пластических деформаций и остаточных напряжений, возникающих в стальных стержнях, закрученных на разное количество оборотов, на скорости акустических волн, распространяющихся вдоль стержня. В качестве объектов для акустических измерений мы использовали образцы, подвергнутые воздействию крутящего момента в машине для механических испытаний КМ-50-1. Поскольку большинство из них после пятого-шестого оборота подвижного захвата разрушались, для ультразвуковых (УЗ) исследований мы ограничились пятью оборотами. Торцевые части образцов, используемые для их закрепления в испытательной машине, были отпилены, а торцы оставшихся стержней – отшлифованы. Один из них, не подвергавшийся закручиванию, использован нами в качестве «эталоны» неповрежденного стержня.

С помощью экспериментальной установки для измерения характеристик акустических импульсов, описанной в работе [2], и пьезопреобразователя с резонансной частотой около 5 МГц, для возбуждения и приема УЗ импульсов контактным способом, нами проведены прецизионные измерения времени распространения продольных волн вдоль стержня. В экспериментах наблюдали возбуждение в стержнях «стержневой» (скорость порядка 5500 м/с) и «поршневой» (скорость около 6000 м/с) мод. Скорость последней соответствует скорости объемных волн, распространяющихся в отпиленных плоских торцах образцов. Относительная погрешность измерения скорости определяется погрешностью измерения времени задержки, оцененной нами в  $1,5 \cdot 10^{-4}$ , а абсолютная погрешность ее вычисления, при значении 6000 м/с, равна 0,9 м/с. Для учета измене-

ния плотности материала при кручении проведение взвешивание исследованных стержней.

В результате измерений скорости упругих волн и плотности материала, показано, что скорость УЗ волны не меняется вплоть до угла закрутки на 3 оборота, далее начинает расти. Проведенные исследования позволили оценить влияние степени закрутки стержня на такие величины, как волновое сопротивление  $\rho V$  (а в механике – характеристический импеданс, динамическая жесткость) и «прочностная» характеристика  $\rho V^2$ . Показано возрастание указанных величин при увеличении пластической деформации кручения стальных образцов.

Методы упрочнения конструкционных материалов, такие, как наклеп или заневоливание, широко применяются на практике и имеют проверенный прикладной аспект. Мы же попытались посмотреть на напряженно-деформированное состояние стального стержня с другой стороны, «изнутри». Оказалось, что изменение «прочностной» характеристики  $\rho V^2$  на 0,2% сигнализирует о близости материала к предельному состоянию (разрушению из-за больших сдвиговых деформаций). Данную методику можно использовать для предсказания начала разрушения торсионов, которые по своей специфике подвергаются воздействию крутящего момента за пределами области упругости.

1. Крайнев А.Ф. Словарь-справочник по механизмам. - М.: Машиностроение, 1987. 560с
2. Монищев С.А., Никитина Н.Е. Ультразвуковой эхо-метод исследования упругих свойств твердых тел. Препринт № 24-04-03/Нф ИМАШ РАН. Н. Новгород, 2004. 22 с.



## АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПРОИЗВОДСТВА ДЮБЕЛЕЙ С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ КАЧЕСТВА

А.А. Мышечкин\*, А.В. Минин

<sup>1</sup>Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

\*Автор для переписки: [Maleksys@rambler.ru](mailto:Maleksys@rambler.ru)

Приводятся результаты исследований и производственного опыта, показывающие технологические требования к производству стальных дюбелей.

**Ключевые слова:** дюбель, катанка, проволока, волочение, высадка, термообработка, твердость.

Дюбели (дюбель-гвозди, дюбель-винты) предназначены для крепления деталей, оборудования к кирпичным, бетонным, железобетонным конструкциям и элементам зданий и сооружений. В настоящее время область применения дюбелей расширяется. Поэтому задача повышения качества за счет достижения гарантированных свойств дюбелей актуальна.

Технологический процесс изготовления дюбелей включает:

1. Контроль исходного материала.
2. Волочение проволоки.
3. Холодная высадка заготовки дюбеля.
4. Формирование острия дюбеля.
5. Продольное рифление стержня и накатка резьбы.
6. Изотермическая закалка дюбелей.
7. Цинкование.

### Исходный материал

Дюбели производят из стали 70 класса ВК или КК по ТУ 14-4-1731-92, ТУ 14-4-1844-99. Твердость дюбелей должна быть HRC 53-56.

Заготовкой для производства дюбелей является холодноотянутая проволока из стали 70 с содержанием углерода 0,67-0,75 %. Временное сопротивление разрыву должно быть в пределах 600-850 МПа. Микроструктура проволоки должна содержать не менее 80 % зернистого перлита, а также 10-20 % пластинчатого перлита. Глубина обезуглероженного слоя не должна превышать 0,1 мм на сторону. Материалом для производства стальной проволоки служит катанка или бунтовой сортовой прокат.

Свойства катанки существенно влияют на свойства получаемой проволоки, технологический процесс ее получения (число переходов волочения, наличие или отсутствие отжигов и т.д.), на подготовку ее к волочению (расход кислоты и длительность травления при кислотной подготовке поверхности, возможность удаления окалиноломанием при бескислотной подготовке). В последние годы на предприятиях-изготовителях катанки наметилась тенденция к применению ускоренного охлаждения катанки и снижению температуры окончания прокатки с 1050-1100° С до 550-600° С [1]. Это оказывает существенное влияние на механические свойства катанки и количество окалины на поверхности катанки. Анализ показывает, что по однородности свойств ускоренно-охлажденная с прокатного нагрева сорбитизированная катанка уступает по однородности

свойств катанке классического патентирования. Это повышает требования к технологическому процессу получения проволоки для производства дюбелей, который включает в себя операции волочения проволоки, а также операции по подготовке структуры проволоки и ее поверхности.

Важное значение для качества проволоки имеет нанесение подмазочного слоя, который наносится после удаления окалины. В качестве подмазочного слоя широко используется бура по ГОСТ 3429. Рекомендуемая концентрация буры в пределах 50-70 г/л, температура – около 80 °С, время погружения – 5-10 мин [2].

Статистический анализ прочностных характеристик, полученных при испытаниях проволоки, используемой для производства дюбелей, показал, что большой разброс предела прочности проволоки различных диаметров связан с неоднородностью химического состава по углероду. При этом наличие в структуре отожженной проволоки повышенного содержания пластинчатого перлита не приводит к существенным отклонениям значений предела прочности от интервала, заданного техническими условиями.

Технология производства проволоки для холодной высадки дюбелей включает волочение катанки на определенный размер, термообработку и окончательную калибровку на конечный размер.

### Холодная высадка головки и формирование острия дюбеля

Холодная высадка заготовки дюбеля включает отрезку заготовки, двухударную высадку на холодновысадочном оборудовании (двухударные прессы «Сасма» -SP11, «Hilqeland» CH2L, автоматы А-121, АА-1218 и др.). При этом при высадке могут возникать дефекты в виде трещин на головке, царапин на стержнях, неравномерное распределение металла в головке. Поэтому процесс непрерывно контролируется и при появлении дефекта проверяют механические характеристики проволоки, равномерность нанесения смазки.

После высадки головки и редуцирования стержня происходит значительный наклеп заготовки, поэтому перед ротационной ковкой ее рекомендуется отжигать на структуру зернистого перлита по режиму: нагрев до 710 ±10°С, выдержка при этой температуре 20-30 мин, затем охлаждение с печью в течение 2 часов. Твердость заготовок после указанного отжига не должна превышать 180 НВ, а количество пластинчатого перлита -20%.

После отжига заготовки производят формирование

острия дюбелей на острильном автомате (для дюбелей длиной 40-60 мм) или ротационно-ковочной машине, продольное рифление стержня, контроль геометрических параметров, изотермическую закалку, цинкование.

#### **Изотермическая закалка дюбелей**

Целью изотермической закалки дюбелей является получение изделий со структурой нижнего бейнита, обеспечивающего оптимальное сочетание высокой прочности и вязкости готовых изделий. Нижний бейнит является продуктом изотермического распада аустенита. При этом бейнитное превращение происходит в определенном интервале температур. При повышении содержания в стали углерода температура начала бейнитного превращения повышается и наоборот, при снижении содержания углерода температура начала бейнитного превращения - снижается.

На основе обобщений опыта производства и исследований качества дюбелей рекомендуется следующий режим изотермической закалки дюбелей: нагрев на конвейерной ленте до 820-850°C, выдержка около 40 мин и охлаждение в соляной ванне с температурой около 280°C в течение 25-30 мин.

Термообработанные дюбели подвергают контролю на твердость, испытанию ударной нагрузкой или на статический изгиб.

Изотермическую закалку производят на автоматических конвейерных ваннах печах с использованием генераторов защитного газа, в которых из газовой смеси при температуре 1050°C образуется защитный газ (эндогаз) следующего состава: CO =20%, H<sub>2</sub> =40%,

CO<sub>2</sub> до 0,1%, H<sub>2</sub>O до 0,8%, остальное – азот. Далее горячий эндогаз проходит через холодильник для его охлаждения с целью предотвращения выпадения сажи. Для получения защитного газа оптимального состава соотношение газ/воздух должно быть в пределах 1/2 -1/2,5.

Для создания нейтрального эффекта в закалочной печи и предотвращения обезуглероживания углеродный потенциал защитного газа должен соответствовать номинальному содержанию углерода в термообрабатываемой стали, т.е. для стали 70 он должен быть 0,70%. Регулирование соотношения газ-воздух должно производиться автоматически с помощью устройства, определяющего температуру, при которой начинается конденсация паров влаги. Увеличение температуры точки росы сверх заданной приводит к возрастанию влажности защитной атмосферы, к падению углеродного потенциала газовой среды и к обезуглероживанию термообрабатываемых изделий (дюбелей). При снижении температуры точки росы ниже требуемой углеродный потенциал защитного газа возрастает и возникает опасность выпадения сажи в генераторе и отравления катализатора.

1. Мышечкин А.А., Минин А.В. Опыт производства стальной проволоки для производства метизных изделий. Научно-технический и производственный журнал «Заготовительные производства в машиностроении», № 4, 2016г.
2. Мышечкин А.А., Осадчий В.Я. Машины и технология метизного производства. М., МГУПИ, 2008, 470 с.

## ТРЕБОВАНИЯ К ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛЬНОЙ ПРОВОЛОКИ ДЛЯ ХОЛОДНОЙ ВЫСАДКИ МЕТИЗНЫХ ИЗДЕЛИЙ

А.А. Мышечкин\*, А.В. Минин

Московский технологический университет «МИРЭА», Москва, Россия

\*Автор для переписки: [Maleksys@rambler.ru](mailto:Maleksys@rambler.ru)

Приводится анализ требований к стальной проволоке для холодной высадки метизных изделий и технологии её производства.

**Ключевые слова:** катанка, проволока, волочение, термообработка, механические свойства.

Проволока для холодной высадки применяется в различных отраслях промышленности для изготовления метизных изделий холодной высадкой. Данная проволока соответствует ГОСТу 5663 и изготавливается из качественной углеродистой стали марок 08, 08кп, 10, 10кп, 15, 15кп, 20, 20кп, 25, 30, 35, 40, 45 по ГОСТ 10702, который предъявляет жесткие требования к исходному металлу по химическому составу, поверхности.

По точности изготовления проволоку для холодной высадки подразделяют на проволоку нормальной точности и повышенной точности, а по механическим свойствам – на проволоку первого и второго классов. Номинальный диаметр проволоки должен соответствовать ряду R40 по ГОСТ 2771. По требованию потребителя допускается изготавливать проволоку промежуточных размеров, кратных 0,05 мм.

Макроструктура проволоки не должна иметь усадочной рыхлости, пузырей, расслоений, внутренних трещин, шлаковых включений.

Микроструктура проволоки из стали марок 25, 30, 35, 40, 45 должна состоять из феррита и зернистого перлита. Допускается наличие до 20% пластинчатого перлита не более 5-го балла шкалы 9 ГОСТ 8233.

Так как исходной заготовкой для производства проволоки является катанка, то ее свойства существенно влияют на свойства получаемой проволоки, технологический процесс ее получения (число переходов волочения, наличие или отсутствие отжигов и т.д.), на подготовку ее к волочению (расход кислоты и длительность травления при кислотной подготовке поверхности, возможность удаления окалинотоманием при бескислотной подготовке). Поэтому, при выборе исходной заготовки для производства проволоки, технологии подготовки ее поверхности к волочению необходимо учитывать назначение проволоки, а также технологические особенности производства заготовки на различных предприятиях-изготовителях. Правильный выбор исходной заготовки позволяет сократить число переходов волочения, количество термообработок.

Катанка должна иметь высокую чистоту поверхности и бездефектное поперечное сечение. На поверхности проволоки не допускаются пленки, трещины, закаты, расслоения, волосовины. В противном случае при холодной высадке деталей об-

разуются трещины. Качество катанки определяется также структурой металла. Структура катанки в значительной степени зависит от условий горячей прокатки, от температуры конца прокатки, величины степени обжатия в последнем переходе и скорости охлаждения с температуры прокатки. Кроме низкой температуры конца прокатки, измельчению аустенитного зерна способствуют также большие степени обжатия при прокатке и большие скорости прокатки. Для получения мелкозернистой структуры необходимо, чтобы величина обжатия в последнем переходе при прокатке была выше критической величины на 15–20%. Максимальное влияние на структуру оказывает скорость охлаждения катанки перед ее смоткой в компактный бунт.

В последние годы на предприятиях-изготовителях катанки наметилась тенденция к применению ускоренного охлаждения катанки (УО) и снижению температуры окончания прокатки с 1050-1100° С до 550-600° С [1]. Это оказывает существенное влияние на механические свойства катанки и количество окалины на поверхности катанки. Анализ механических свойств катанки показывает, что ускоренное охлаждение и снижение температуры окончания прокатки повышают предел прочности с 290-350 МПа до 450-500 МПа. Величина окалины при этом уменьшается с 25-30 кг до 6-7 кг на тонну катанки, что значительно облегчает процесс ее удаления и снижает потери металла. Изменяются также свойства окалины.

Катанку изготавливают из различных марок стали, указанных выше, и подвергают последующему волочению. Полученные таким образом заготовки и проволока используются для дальнейшей термической обработки и высадки.

Основные требования к такой катанке включают высокую пластичность, однородность механических свойств и структуры по длине бунта и сечению, а также способность поверхностной окалины легко удаляться. Оптимальной структурой для углеродистой стали является структура мелкозернистого перлита (сорбита), получаемая непосредственно после охлаждения (двухстадийного) с прокатного нагрева в потоке мелкосортно-проволочного стана. Для повышения пластичности металла используют микродобавки бора и разупрочняющую термомеханическую обработку.

К проволоке для холодной высадки предъявляются достаточно жесткие требования к механическим свойствам (временное сопротивление разрыву, относительное сужение). Так, проволока 1 класса из сталей 08кп, 10кп должна иметь сопротивление разрыву 440 – 590 МПа, сталь 15кп, соответственно, 470-620 МПа, сталь 20кп - 480-630 МПа, сталь 30,35 - 560-710 МПа, сталь 40, 45 - 570-720 МПа. Относительное сужение при разрыве – не менее 55%. Для проволоки 2 класса эти требования менее жесткие. Например, для стали 40, 45 относительное сужение допускается не менее 40%, сопротивление разрыву – не более 740 МПа.

На предел прочности проволоки оказывает влияние химический состав и структура стали, а также суммарное обжатие при волочении. Современная технология производства холоднотянутой проволоки, предназначенной для холодной высадки, включает волочение катанки до определенного размера, термообработку и окончательную калибровку проволоки на конечный диаметр. Способность стали к волочению характеризуется величиной деформации до разрушения либо пластичностью проволоки после волочения. Для оценки влияния структуры стали на способность к волочению часто используют такие характеристики, как временное сопротивление разрыву, предел текучести и относительное сужение, число перегибов и скручиваний. Образование необходимой структуры проволоки обеспечивается выбором оптимальных единичных и суммарных обжатий.

Для получения высококачественного и высокопрочного крепежа в последнее время широко применяют сталь 20Г2Р с добавлением в нее кальция (для раскисления) и бора в количестве 0,008- 0,012% (для связывания азота и повышения прокаливаемости стали). Связывание азота в пластичные соединения повышает деформируемость металла для холодной высадки крепежных изделий.

Повышению пластичности металла из стали 20Г2Р способствует также применение разупрочняющей термомеханической обработки при температуре 940 – 960 °С.

Для получения заданных характеристик проволоки для холодной высадки на основе производственного опыта [2] можно сделать следующие рекомендации. Например, при использовании заготовки с высоким качеством поверхности и структуры металла, проволоку Ø 4,4 – 6,0 мм с группой осадки 50% и даже 66% можно протягивать в один переход без промежуточного отжига из катанки Ø 5,5 мм и 6,5 мм. При этом необходимо использовать катанку с температурой окончания прокатки не ниже 700° С и с кислотной подготовкой поверхности. Для получения более высокой группы осадки, а также для волочения проволоки меньших размеров вначале производится протяжка проволоки промежуточного размера, производится ее отжиг, травление и подготовка к новому волочению. Далее производится волочение на окончательный размер (калибровка). При этом важно правильно выбрать размер промежуточного размера, чтобы обжатие при калибровке обеспечивало полу-

чение проволоки с заданными по ГОСТ 5663 механическими характеристиками. Например, для изготовления крепежных изделий с резьбой М6х1, М5х0,8, М4х0,5 на предприятиях используется соответственно проволока D5,13-5,21мм, D4,26-4,34мм, D3,50-3,58мм. При необходимости получения такой проволоки с группой осадки 1/3 и выше ее волочение необходимо проводить по следующей технологии. Протяжка катанки D6,5 -5,5мм на промежуточный размер соответственно D5,40-5,60мм (1 переход), D4,50-4,60мм (1-2 перехода), D3,70-3,80мм (2-3 перехода), отжиг, травление и калибровка на готовый размер.

На основе производственного опыта на метизных предприятиях установлено, что для получения качественных метизных изделий и высокой стойкости инструмента необходимо, чтобы при холодной высадке значения удельных давлений не превышали 2500 МПа, а исходная проволока (заготовка) имела следующие характеристики. При холодной высадке изделий не сложной формы из низкоуглеродистой стали (например, шурупы, винты с полукруглой головкой) предел прочности может быть в пределах 440-600 МПа. Однако, при холодной высадке сложных изделий (например, шестигранных гаек) предел прочности должен быть не более 400 - 450 МПа. Относительное сужение -  $\geq 55\%$ , отношение предела текучести к пределу прочности -  $\sigma_t/\sigma_b \leq 0,65$ . Сталь должна выдерживать осадку в холодном состоянии от 1/3 до 1/4 первоначальной высоты образца (группа осадки от 66 до 75%). При этом величина относительного сужения не характеризует в достаточной степени деформируемость стали. Более полно деформируемость характеризует отношение  $\sigma_t/\sigma_b$ , а также группа осадки.

1. Мышечкин А.А., Осадчий В.Я. Машины и технология метизного производства. М., МГУПИ, 2008, 470 с.
2. Мышечкин А.А., Минин А.В. Опыт производства стальной проволоки для производства метизных изделий. Научно-технический и производственный журнал «Заготовительные производства в машиностроении», № 4, 2016.

## ОСТАТОЧНЫЕ ТЕРМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПОКРЫТИЯХ, ПОЛУЧЕННЫХ ПО ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОЙ ТЕХНОЛОГИИ

С.В. Новиков<sup>1</sup>, А.В.Смирнов<sup>2</sup>

<sup>1</sup>АО «РИЦ «ТЕХНОСФЕРА», Москва, Россия; svnovikov59@mail.ru

<sup>2</sup>Московский политехнический университет, Москва, Россия; smirnoff-andrey2009@yandex.ru

Теоретически и экспериментально рассмотрены остаточные термические напряжения в твердосплавных покрытиях, полученных по электроимпульсной технологии.

**Ключевые слова:** пайка, инструмент, остаточные напряжения, электроимпульсная технология.

### Цель

Опыт эксплуатации инструмента в различных областях техники, а также результаты многочисленных исследований показывают, что остаточные напряжения (ОН) существенно влияют на его надежность, долговечность, технологичность и металлоемкость. Особенно это проявляется когда инструмент изготовлен из материалов с существенно разными коэффициентами термического расширения (например, из твердого сплава и стали). Как правило, такой инструмент изготавливается по технологии пайки. При этом возникновение в процессе пайки остаточных термических растягивающих напряжений приводит к появлению в твердосплавных пластинах микротрещин и трещин, вызывающих разрушение инструмента, как при изготовлении, так и в процессе его эксплуатации: потери режущего инструмента из-за поломок пластин составляют 50%, в том числе 10–15% при его изготовлении [1].

В работе [2,3] показано, что альтернативной технологией пайке для изготовления составного твердосплавного инструмента может стать электроимпульсная технология нанесения покрытий из порошков твердых сплавов (ЭИТ).

Цель настоящей работы – теоретическое и экспериментальное исследование остаточных термических напряжений в твердосплавных покрытиях, полученных по ЭИТ.

### Материалы и методы проведения исследований

Физические процессы, протекающие при ЭИТ достаточно сложны, что затрудняет интерпретацию и постановку натуральных экспериментов. Это связано с существенной нестационарностью и малой длительностью исследуемого процесса, наличием мощных электромагнитных полей и др. В подобных случаях эффективным методом исследования является математическое моделирование и вычислительный эксперимент.

Для моделирования процессов спекания изделий из порошков широко используется метод конечных элементов (МКЭ). Моделирование подобных процессов методом КЭ позволяет получать качественную и количественную оценку распределения температурных полей в спекаемом образце и пресс-форме, а также анализировать напряженно-деформированное состояние системы образец-пресс-форма. Поэтому, для получения каче-

ственной и количественной оценки температурных полей и уровня остаточных термических напряжений в твердосплавном покрытии и в стальной подложке после ЭИТ, был выбран метод моделирования МКЭ. Учитывая сложность решаемой задачи, моделирование процесса ЭИТ было разделено на два этапа: анализ температурных полей в спекаемом образце и оценка напряженно-деформированного состояния образца и пресс-формы. В настоящей работе приводятся результаты первого этапа работ по моделированию процесса ЭИТ.

Для реализации ЭИТ и экспериментального исследования процесса формирования остаточных термических напряжений в твердосплавных покрытиях из порошков была использована электроимпульсная установка. Установка включала в себя следующие основные части: генератор импульсов тока и устройство для подведения механической и электрической энергии к зоне формирования покрытия. Для нанесения покрытия использовали порошок твердого сплава ВК-10.

Экспериментальную оценку макронапряжений в зоне контакта твердосплавного покрытия ВК-10 со сталью проводили с использованием стандартного рентгеновского  $\sin^2\psi$ -метода (метода поворота) [4], заключающегося в регистрации профиля рентгеновского отражения для различных углов поворота образца относительно первичного и дифрагированного пучков. По угловому положению рентгеновского отражения для различных углов поворота  $\psi$  образца рассчитывались межплоскостные расстояния  $d_{121}(\psi)$ , по углу наклона зависимости  $(d\psi - d_{\perp})/d_{\perp} = f(\sin^2\psi)$  определяли величину макронапряжений в направлении, перпендикулярном оси поворота образца. При расчете использовали следующие упругие константы для ВК-10 (600 GPa) (WC): модуль Юнга  $E=708$  GPa и коэффициент Пуассона  $\mu=0,2$ .

### Результаты и их обсуждение

Был выполнен первый этап работы по моделированию процесса ЭИТ МКЭ. Моделирование электроимпульсного нагрева системы образец-пресс-форма выполнялось в два шага: на первом шаге задавался мгновенный нагрев спекаемого образца до температуры формирования покрытия 1350 °C [2], продолжительность первого шага со-

ставляла 1 секунду; на втором шаге производилось свободное охлаждение системы на воздухе, продолжительность шага составляла 90 секунд. По результатам моделирования установлено, что после пропускания импульса электрического тока через засыпку порошка твердого сплава происходит очень быстрый нагрев всего объема порошка до температуры 1350 °С. Так как стальная подложка, молибденовый пуансон и керамическая пресс-форма предварительно не нагреваются и имеют температуру окружающей среды, то в них от порошкового покрытия образуются значительные потоки теплоты, различающиеся по интенсивности в трех разных направлениях: максимальный тепловой поток направлен в сторону молибденового пуансона; второй по величине поток направлен в сторону стальной подложки; самый незначительный тепловой поток образуется в радиальном направлении от центра порошковой засыпки к пресс-форме. Интенсивность тепловых потоков определяется теплопроводностью материалов подложки, пуансона и матрицы. Отличительной чертой рассматриваемого процесса является высокая скорость охлаждения всей системы после нагрева и, как следствие, быстрое выравнивание температурных градиентов по объему порошкового покрытия и подложки. По прошествии 90 секунд, в конце второго шага моделирования, технологическая система охлаждается до начальной температуры и температурные поля выравниваются по всему объему. Данные результаты моделирования качественно совпадают с результатами математического моделирования, полученными в работе [2].

Экспериментальные исследования показали, что и радиальное, и осевое напряжения оказываются сжимающими; максимальные по абсолютной вели-

чине напряжения достигаются в радиальном направлении во внешних слоях покрытия, при этом осевые напряжения релаксируют вблизи свободной поверхности. Радиальные напряжения во внешних слоях покрытия достигают величины – 210 МПа, а осевые – 110 МПа. Напряжения в слоях покрытия, контактирующих со сталью, характеризуются также весьма высокими значениями – (160-170) МПа. Отметим, что сжимающие напряжения благоприятны для твердого сплава, так как твердый сплав имеет высокие значения напряжений разрушения на сжатие.

### Заключение

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования остаточных термических напряжений в твердосплавных покрытиях, полученных по электроимпульсной технологии показали, что в покрытиях формируются благоприятные для твердого сплава напряжения сжатия.

1. Клочко Н.А. Основы технологии пайки и термообработки твердосплавного инструмента. – М: Металлургия, 1981. – 200 с.
2. Горбачев Л.П., Григорьев Е.Г., Новиков С.В. Математическое моделирование процесса электроимпульсного нанесения твердосплавных покрытий. М.: Препринт 035-89/ МИФИ, 1989 г. – 24 с.
3. Новиков С.В. Электроимпульсное упрочнение спеченных твердых сплавов, прессование и напыление твердосплавных покрытий/ М.: В кн. «Доклады Международной конференции «Действие электромагнитных полей и тока на материалы». Москва, 2003 . С.70–73.
4. Русаков А.А. Рентгенография металлов. - М.: Атомиздат, 1977. - 480 с.

## СВЕРХНИЗКОЕ ТРЕНИЕ ЗАЩИТНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Ноженков М.В.

ЗАО «Техном-Т», Москва, Россия

Исследовано влияние технологических параметров на свойства покрытий, наносимых ионно-плазменными методами. Обнаружено сверхнизкое трение, получены композиционные покрытия, обладающие высокими антифрикционными и защитными свойствами.

**Ключевые слова:** сверхнизкое трение, износ, покрытие, движение потоков частиц без диссипации энергии.

С целью повышения износостойкости и антифрикционных свойств в технике применяются защитные покрытия, наносимые различными методами. Свойства рабочих поверхностей используемых в современном машиностроении нержавеющей сталей аустенитного класса и титановых сплавов можно улучшить путем применения многослойных покрытий. Композиционные покрытия на основе переходных металлов наносились магнетронным и высокочастотным катодным распылением. Явление сверхнизкого трением исследовано в работах [1-5],

где было установлено подобие ряда явлений (сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть) и определены критерии подобия как соотношение количества двух фаз (потоков частиц) с различными свойствами.

В данной работе покрытия на основе переходных металлов Y-YI групп Периодической системы, в частности, оксидов хрома, нитридов молибдена, дихалькогенидов молибдена и вольфрама ( $\text{MoS}_2$ ,  $\text{MoSe}_2$ ,  $\text{WS}_2$  и  $\text{WSe}_2$ ) были нанесены вакуумными ионно-плазменными методами. Триботехнические испытания были проведены на воздухе при нормальных условиях на машинах трения УГС-1. Испытания по схеме диск—сфера (диаметр сферы 9,0 мм) производились при нагрузке 3,0 Н, скорость скольжения была постоянной и равной 0,019 м/с. Покрытия наносились при температурах подложки от 283 до 1573К на полированные образцы из компактной керамики  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , стали ШХ-15, стали 12Х1810Т, титановые сплавы. Структура покрытий была исследована методом дифракции электронов на отражение в электронографе ЭМР-102М, морфологию поверхности изучали с помощью электронных микроскопов JXA-841 и JSM-35С. Исследования элементного состава полученных покрытий были проведены методом спектроскопии характеристического рентгеновского излучения (JEM-100С с приставкой SEVEX) и методом рентгеновской фотоэмиссионной спектроскопии (ESCALAB-5).

Исследованиями установлено, что при изменении температуры подложки происходило формирование аморфных, поликристаллических или текстурированных покрытий. Ориентация кристаллитов с осью  $[10\bar{1}0]$ , перпендикулярной поверхности подложки, наблюдалась для  $\text{MoS}_2$ ,  $\text{MoSe}_2$ ,  $\text{WS}_2$ ,  $\text{WSe}_2$  в температурном диапазоне 473-973К и осью  $[11\bar{2}0]$  - для  $\text{MoS}_2$  при  $T=673-773\text{K}$ . Текстура роста с осью  $[10\bar{1}0]$  формировалась во всех дихалькогенидах, тогда как текстура с осью  $[11\bar{2}0]$  была обнаружена в покрытиях из

дисульфида молибдена в температурном диапазоне 673-773К.

Установлено, что наиболее высокими антифрикционными свойствами обладают покрытия на основе дихалькогенидов с кристаллической структурой. Сочетание нанесения износостойкого подслоя с легированием наружных антифрикционных слоев атомами дополнительного элемента позволяет существенно улучшить антифрикционные характеристики. Энергетически выгодным расположением частиц в кристаллической решетке для осуществления без диссипативного перемещения с отсутствием сил сопротивления являются пространства Ван-дер-Ваальса в слоистых системах, в которых возможно прогнозирование реализации исследованных явлений. Предложена модель роста покрытий и механизм сверхнизкого трения.

- Нанесение легированных покрытий дает возможность получения сверхнизкого трения при нормальных условиях и приводит к росту долговечности покрытия в несколько раз.

- Обнаружено явление бездиссипативного переноса массы вдоль эквипотенциальных поверхностей слоистых анизотропных веществ.

- Установлено, что сверхнизкое трение, сверхпроводимость и сверхтекучесть являются подобными, определены критерии подобия.

- Созданы композиционные многослойные покрытия переменного по толщине состава от износостойкого слоя до легированного антифрикционного, обладающие высокими износостойкими свойствами.

1. Ноженков М.В. Влияние структуры на сверхнизкое трение покрытий, нанесенных ионным распылением // Поверхность. - 2015, №5, 100-112.
2. Ноженков М.В. Структура и свойства вакуумных ионно-плазменных покрытий // Поверхность. - 2014, №1, 54-63.
3. Nozhenkov M.V. Superlow interaction in layered structures // Global J. Res. Engineer. A. - 2014 (14), Is.2, 49-55.
4. Ноженков М.В. Влияние кристаллической структуры на триботехнические свойства вакуумных ионно-плазменных покрытий // Трение и износ. - 2013, Т.34, №2, 188-198
5. Nozhenkov M. V. The ultra-low friction of layer structures // Mechanical Engineering Research. - 2013 (3), N2, 73-90.

## МОБИЛЬНЫЙ СПЕКЛ-ИНТЕРФЕРОМЕТР ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В ЭЛЕМЕНТАХ НАТУРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Одинцев И.Н., Апальков А.А., Плугатарь Т.П., Усов С.М.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; ino54@mail.ru

Рассматриваются общие аспекты и конкретные методические, конструкторские и программные разработки в плане создания средств для оценки напряженного состояния эксплуатируемых объектов на основе метода спекл-интерферометрии.

**Ключевые слова:** напряженное состояние, спекл-интерферометрия, натурные испытания, мобильный интерферометр.

Известно, что метод сверления отверстий является одним из наиболее активно применяемых на практике для определения остаточных напряжений в локальных зонах на поверхности тела [1]. Вместе с тем, без каких-либо изменений он может быть использован и для измерения действующих напряжений в реальных элементах конструкций тех или иных технических систем. При этом совокупное напряженное состояние характеризуется, в общем случае, суперпозицией напряжений от эксплуатационной и начальной нагруженности объекта.

Прогрессивной тенденцией последних лет является применение бесконтактного оптического метода спекл-интерферометрии как средства для регистрации деформационного отклика объекта на засверловку отверстия-индикатора [2]. В качестве исходной экспериментальной информации здесь выступают поля тангенциальных компонент ( $U$  и  $V$ ) полного вектора перемещений в зоне засверловки, визуализируемые в виде картин полос – линий уровня соответствующих полей, рис. 1.

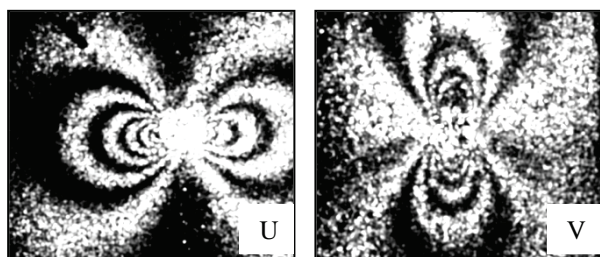


Рис. 1. Типичные спекл-интерферограммы полей перемещений в окрестности отверстия-индикатора

Важной в практическом аспекте является принципиальная возможность применения данного метода для определения напряженного состояния в объектах в полевых (производственных) условиях. С этой целью специалистами ИМАШ РАН разработан и создан малогабаритный мобильный автономный спекл-интерферометр, позволяющий выполнять подобные исследования, рис.2. Эксплуатация данного прибора поддерживается специализированным программным обеспечением, в функции которого входят как первичная обработка картин полос (в интерактивном режиме), так и последующая интерпретация получаемой исходной информации в терминах компонент тензора напряжений.

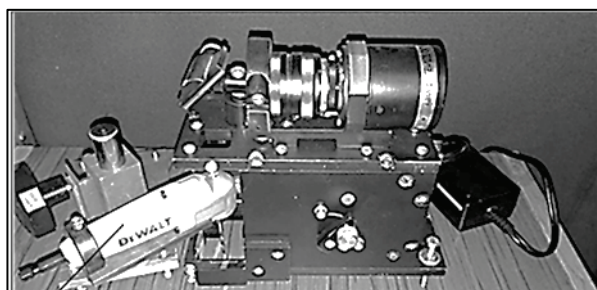


Рис. 2. Общий вид мобильного спекл-интерферометра

Работоспособность прибора (и системы в целом) была подтверждена в серии тестовых испытаний, в которых в качестве объекта выступал плоский образец, растягиваемый контролируруемыми усилиями на испытательной разрывной машине. Интерферометр при этом крепился на ее traversе, рис. 3а. В результате выполненных экспериментов установлено, что измерительная система позволяет получать достоверные данные о напряженном состоянии объекта с точностью  $\sim 15$  МПа (для стали).

Разработанный прибор прошел апробацию в ходе исследования напряженного состояния в конструкциях реальных объектов, находящихся в эксплуатации. В частности, с его помощью были определены параметры напряженного состояния в зоне сварного шва лопасти турбины Красноярской ГЭС (рис.3б).

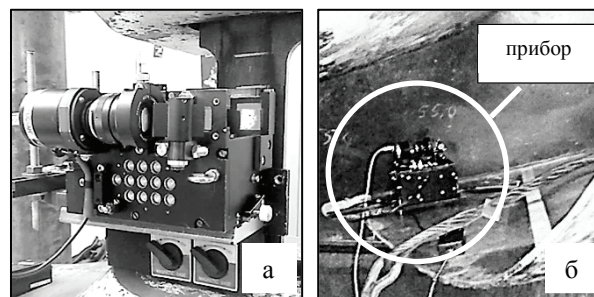


Рис. 3. Расположение спекл-интерферометра: на испытательной машине (а), на лопасти турбины (б)

1. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машгиз.1963. 233 с.
2. Разумовский И.А. Интерференционно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. // М.: Изд. МГТУ. 2007. 240 с.



## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА

Е.А. Памфилов, А.М. Буглаев

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; [an.buglaev@yandex.ru](mailto:an.buglaev@yandex.ru)

В работе приведены результаты исследований по совершенствованию метода алмазного выглаживания с целью повышения стойкости разделительных штампов с твердосплавными режущими элементами. Исследовано влияние режимов алмазного выглаживания на микротвердость, параметры шероховатости и износостойкость упрочненных поверхностей, установлены рациональные режимы алмазного выглаживания.

**Ключевые слова:** алмазное выглаживание, штамповый инструмент, разделительные штампы, режущие элементы, микротвердость, параметры шероховатости, стойкость, износостойкость.

The paper presents the results of studies on the improvement of the method the diamond smoothing with the purpose of increase of firmness of dividing stamps with carbide cutting elements. The influence of the modes of diamond smoothing on microhardness, roughness parameters and wear resistance of hardened surface, installed rational modes of diamond smoothing.

Алмазное выглаживание является одним из эффективных методов повышения долговечности деталей машин и штампового инструмента, изготовленных из легированных сталей [1]. Однако и твердосплавные детали и инструменты можно упрочнять алмазным выглаживанием. Практический интерес представляет применение алмазного выглаживания для упрочнения твердосплавных разделительных штампов, стойкость которых желательнее увеличить, особенно штампов для вырубки – пробивки деталей из слоистых пластиков – гетинакса и стеклотекстолита [2].

Целью работы является исследование возможностей повышения стойкости разделительных штампов с твердосплавными режущими элементами методом алмазного выглаживания.

Нами проводились исследования влияния режимов алмазного выглаживания на микротвердость, параметры шероховатости и износостойкость твердосплавных режущих элементов штампов. Для проведения исследования разработаны две схемы обработки выглаживанием рабочих частей образцов (рисунок 1 и 2). При обработке детали 1 (образца) двухинденторным инструментом (рисунок 1) выглаживание поверхности производится наконечниками 2 и 3 с рабочими частями из искусственных алмазов. Применение регулировки относительного расположения рабочих частей наконечников 2 и 3 в вертикальной плоскости за счет прокладок 4 различной толщины позволяет предохранять режущую кромку и алмаз от повреждения. Наконечники 2 и 3 установлены в держателе 5 и нагружены пружиной 6. Обработка осуществляется таким образом, чтобы при продольной подаче (перпендикулярно режущей кромке) выглаживающий наконечник 2 периодически выходил за ее границу. Дополнительное предохранение режущей кромки обеспечивает прокладка 4.

При обработке вращающимся инструментом (рисунок 2) выглаживание поверхности детали 1 производится – наконечниками 2, нагруженными основными пружинами 3, создающими необходи-

мую силу выглаживания. Использование дополнительной пружины 4 обеспечивает отвод выглаживающего наконечника 2 за боковую поверхность корпуса 5 при возникновении нагрузок, превышающих допустимые для режущей кромки или алмаза.

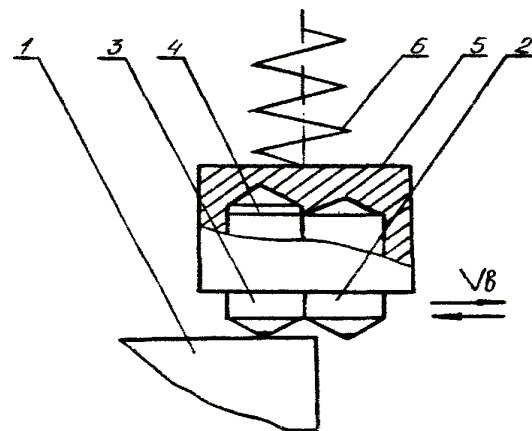


Рис. 1. Схема выглаживания двухинденторным инструментом: 1 – деталь; 2,3 – выглаживающие наконечники; 4 – прокладка; 5 – держатель; 6 – пружина

На основе этих схем разработаны конструкции и изготовлен инструмент для алмазного выглаживания. Двухинденторный инструмент предназначен для обработки выглаживанием на строгальных и токарных станках и обеспечивает обработку плоскостей и внешних цилиндрических поверхностей исследуемых образцов. Вращающийся инструмент позволяет на фрезерных и профильно-шлифовальных станках выглаживать образцы достаточно сложного профиля.

Для оценки влияния силы выглаживания, радиуса алмаза и числа проходов на характеристики качества твердосплавных поверхностей были проведены однофакторные эксперименты. Эти эксперименты показали, что микротвердость повышается при изменении силы выглаживания  $P_v$  от 50 до 400 Н. Следует отметить, что повышение микротвердости сплавов, содержащих 6% кобальта, составляет

8-9%, а сплавов с 20-25% Со – 30-40% по сравнению с этими же сплавами, обработанными алмазным шлифованием. Аналогичным образом увеличивается микротвердость при уменьшении радиуса алмаза  $R_{алм}$  от 2 до 0,5 мм.

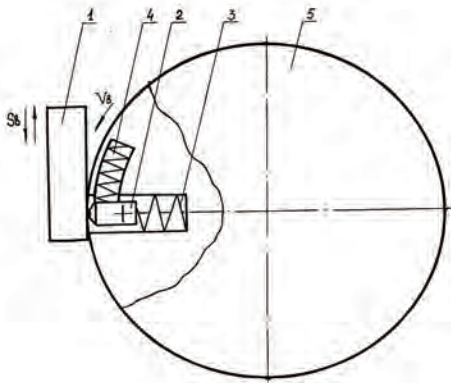


Рис. 2. Схема выглаживания вращающимся инструментом: 1 – деталь; 2 – выглаживающие наконечники; 3 – основная пружина; 4 – дополнительная пружина; 5 – корпус

Полученные зависимости микротвердости от силы выглаживания приблизительно одинаковы как для двухинденторного, так и для вращающегося инструмента. Увеличение числа проходов до 4 при обработке двухинденторным инструментом способствует повышению микротвердости от 4% у сплава ВК6С до 30% у ВК20К. Дальнейшее увеличение числа проходов существенного влияния на микротвердость не оказывает. Так как при обработке вращающимся инструментом число проходов практически больше 4, повышение микротвердости (в зависимости от марки сплава) примерно такое же как и при выглаживании двухинденторным инструментом. Полученные результаты можно объяснить тем, что с увеличением силы выглаживания, числа проходов инструмента и уменьшении радиуса алмаза повышается его давление на обрабатываемую поверхность, возрастает величина ее пластической деформации и, как следствие, возрастает микротвердость.

Дальнейшее увеличение силы выглаживания, числа проходов и уменьшение радиуса алмаза приводит к тому, что пластическая деформация составляющих структуры твердого сплава сменяется упругой, и микротвердость уже не увеличивается.

Видимо, в процессе алмазного выглаживания деформируется в основном кобальтовая фаза, потому что с увеличением содержания кобальта в сплаве процент повышения микротвердости возрастает.

В результате исследований влияния режимов выглаживания на параметры шероховатости установлено, что с повышением силы от 50 до 400 Н значения радиусов выступов  $r$  увеличиваются с 200 до 800 мкм, впадин  $r$  со 150 до 450 мкм. Дальнейшее увеличение силы до 400 Н приводит к по-

вышению шероховатости  $R_a$  до 0,80 мкм. При исходной шероховатости  $R_a$  0,55-0,65 мкм изменение параметра  $R_a$  не существенно.

Учитывая возможность снижения высотных параметров шероховатости в процессе выглаживания, целесообразно, чтобы исходная шероховатость была больше  $R_a$  0,80 мкм, например, в пределах 1,25-2,5 мкм, что достигается при достаточно высокой производительности алмазного шлифования.

С увеличением радиуса алмаза от 0,5 до 2 мм радиус выступов возрастает с 200 до 700 мкм, а радиус впадин, напротив, снижается с 350 до 250 мкм; параметр  $R_a$  уменьшается на 15-30%.

Повышение числа проходов алмаза при выглаживании двухинденторным инструментом от 1 до 5 приводит к уменьшению  $R_a$  от 0,60 - 0,70 до 0,45 - 0,50 мкм, увеличению  $r$  от 600 до 700 мкм, а  $r'$  от 360 до 440 мкм. При выглаживании вращающимся инструментом  $r$  и  $r'$  незначительно возрастают.

Анализ результатов исследований показал, что путем изменения силы выглаживания, радиуса алмаза и числа проходов можно повышать микротвердость твердосплавных поверхностей до 40%, радиус впадин от 30-60 до 360-450 мкм, выступов от 50-80 до 700-800 мкм.

Алмазное выглаживание образцов из сплава ВК20 с силой 200 Н, радиусом алмаза 1,5 мм, числом проходов –4 после алмазного шлифования позволяет увеличить до 50% опорную длину профиля микронеровностей и до 80% значения остаточных напряжений сжатия по сравнению с обработкой только алмазным шлифованием.

Алмазное шлифование этих же образцов производилось на режимах, рекомендуемых для пуансонов и матриц разделительных штампов [2].

Испытания стойкости штампов с упрочненными и неупрочненными образцами проводились на высокоскоростном прессе - автомате И5М3 111014 при различных скоростях (до 1200 уд. в минуту) штамповки гетинакса и стеклотекстолита толщиной 1,0 мм.

Величина радиуса алмаза выглаживающего инструмента также оказывает существенное влияние на износ. У режущих элементов из сплавов, содержащих 6-10% кобальта, с увеличением радиуса алмаза от 0,5 до 1 мм износ снижается в среднем на 8-10%. Дальнейшее увеличение радиуса алмаза до 2 мм приводит к росту износа примерно на такую же величину.

У режущих элементов, изготовленных из сплавов с содержанием кобальта 15-25%, износ снижается на 6-10% при увеличении радиуса алмаза от 0,5 до 1,5 мм.

Увеличение радиуса алмаза до 2 мм способствует повышению износа на 5-6%. Таким образом, минимальный износ режущих элементов, изготовленных из сплавов, содержащих до 10%

кобальта наблюдается, если обработка проводилась инструментом с радиусом 1 мм, а рабочих элементов из сплавов с содержанием кобальта от 15 до 25% - с радиусом алмаза 1,5 мм. Это связано с тем, что сплавы, содержащие кобальта до 10%, обладают повышенной твердостью и поэтому требуется увеличение давления алмаза при выглаживании по сравнению со сплавами, содержащими кобальта от 15 до 25%.

Необходимо отметить, что закономерности влияния силы выглаживания и радиуса алмаза на износ режущих элементов, обработанных двухинденторным и вращающимся инструментом, отличаются незначительно. Увеличение числа проходов до 4 при обработке двухинденторным инструментом способствует уменьшению износа. Дальнейшее повышение числа проходов заметного уменьшения износа не вызывает. При выглаживании вращающимся инструментом число проходов существенного влияния на износ не оказывает.

Установлено, что эффективность выглаживания как двухинденторным, так и вращающимся инструментом возрастает с повышением содержания кобальта в сплаве и размера основной массы зерен WC-фазы. Так, по сравнению с алмазным шлифованием алмазное выглаживание обеспечивает снижение износа рабочих элементов, изготовленных из сплавов ВК6М, ВК6 и ВК6С, до 20-30%.

Выглаживание режущих элементов из сплава ВК25 способствует уменьшению износа на 30-40%, а режущих элементов из сплава ВК20К на 60-70%. Аналогичные результаты получены и при исследовании износа пуансонов и матриц штампов для пробивки и отрезки стеклотекстолита.

Результаты экспериментальных исследований позволили разработать рекомендации по применению твердых сплавов и выбору режимов алмазного выглаживания с целью повышения износостойкости твердосплавных штампов (таблица 1).

Таблица 1. Рекомендуемые режимы алмазного выглаживания твердых сплавов

Вид инструмента	Режимы выглаживания Св-подача Вв-скорость	Твердые сплавы	
		ВК6М, ВК6, ВК6С, ВК10М, ВК10, ВК10С	ВК15, ВК15С, ВК20, ВК20С, ВК20КС, ВК20К, ВК25
Двухинденторный	$P_v, Н$ $R_{алм}, мм$ $n_n=4; S_v=0,05 мм/ход(об);$ $V_n=0,1-5,0 мм/с$	250-200 1	250-200 1,5
Вращающийся	$P_v, Н$ $R_{алм}, мм$ $n_n=4; S_v=0,05 мм/ход(об);$ $V_n=0,1-5,0 м/с$	250-200 1	250-200 1,5

**Выводы.** Алмазное выглаживание можно с успехом использовать для повышения стойкости разделительных штампов с твердосплавными режущими элементами.

Разработаны методы алмазного выглаживания двухинденторным и вращающимся инструментом на токарном, фрезерном и строгальном металлообрабатывающих станках;

Установлены режимы алмазного выглаживания, выбираемые в зависимости от марки твердого сплава, используемого для

изготовления режущих элементов разделительных штампов.

1.Одинцов Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием.-М.: Машиностроение, 1981.-160с.

2. Буглаев А.М. Моделирование трения и износа инструментов для обработки неметаллических материалов//Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006.№10. С.7-10..

3.Pamfilov E.A.,Prozorov Ya.S. Mechanochemical Fracture of the Comhonts of Wood- Gutting Equipmnt// Materials Science. 2014. Vol.50.No1.pp.148-

## ОТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА К РЕНОВАЦИИ МАШИН

Е.А.Памфилов, П.Г.Пыриков, Г.А.Пилюшина

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; [pyrikovpg@mail.ru](mailto:pyrikovpg@mail.ru)

В докладе рассматриваются основные концепции обеспечения работоспособности машин разного технологического назначения с позиции выполнения ремонтных работ и реновации в целом. Дается сравнительный анализ существа выполняемых мероприятий. Проанализированы основные технологические направления реновации, обеспечивающие качественно новый уровень функциональных и эксплуатационных свойств машин.

**Ключевые слова:** реновация, ремонт, машины, долговечность, работоспособность, улучшение.

In the report the main concepts of ensuring operability of cars of different technological appointment from a position of performance of repair work and renovation in general are considered. The comparative analysis of a being of the carried-out actions is given. The main technological directions of renovation providing qualitatively new level of functional and operational properties of cars are analysed.

Современные концепции конструирования в машиностроении, предполагающие, в частности, широкое использование принципов агрегатирования и поузловой компоновки трансмиссионных и исполнительных элементов и систем, существенно изменили традиционные подходы к обеспечению надежности и работоспособности машин. С одной стороны тенденция широкого внедрения на машиностроительных предприятиях CALS технологий позволяет гибко реагировать на технологические аспекты качества продукции, с другой стороны, - все большее использование в конструкциях ремонтпригодных сборочных единиц (узлов) сводит специфику ремонта (в том числе планового) к банальной взаимозаменяемости; при этом существовавшее ранее мнение о повышенной степени надежности неремонтируемых узлов и деталей на настоящий момент уже не может считаться общепринятым [1].

Отмеченное позволяет констатировать существенно возрастающие удельные затраты на единицу полезной работы при эксплуатации машин, в частности вследствие необходимости приобретения покупных комплектующих. Следует заметить, что их стоимость в большинстве случаев оказывается существенно выше по сравнению с изначальной (для оригинальных сборочных единиц и деталей, применяемых при первоначальной сборке). Исходя из практики ремонтов, годные детали обходятся в 10 % от их первоначальной цены; прошедшие восстановление - в 30-40 %, а заменяемые - в 110-150 % от их цены.

Кроме того, применение новых комплектующих при ремонтах требует учета фактора прирабатываемости узлов; в этой связи особая роль принадлежит технологиям обкатки и доэксплуатационных испытаний, особенно при обезличенных методах ремонта.

Таким образом, технологичность конструкции машин, обеспечиваемая на стадии их проектирования, нивелируется повышенными эксплуатационными затратами при ремонтах и, в ряде случаев, повышенными затратами времени на ввод машин в эксплуатацию.

**Роль ремонта и реновации в обеспечении работоспособности машин.** Классическая модель формирования отказов в механических системах позволяет отметить сокращение интервала времени эксплуатации машин между плановыми техническими обслуживаниями, а также сокращение времени эксплуатации машин между двумя капитальными ремонтами. Объективно это связано с невозможностью обеспечить восстановление работоспособности абсолютно всех деталей конструкции, в связи с чем ремонтные воздействия выполняются либо по регламентированному, либо по заявочному принципу. Причем сокращение наработки обусловлено как процессами разрушения и изнашивания при эксплуатации, так и процессами старения [2].

Таким образом, если факт восстановления работоспособности машин на стадии ремонта представляется в вероятностном аспекте и в существенной степени зависит от технологии выполняемых работ и ремонтпригодности деталей, то существо реновации следует рассматривать в более широком смысле - применительно к конструкции в целом. При этом технологическая составляющая должна обеспечивать возможность минимизации влияния процессов старения, в первую очередь проявляющихся в отношении деталей и систем, эксплуатация которых не предполагает выполнение плановых ремонтных воздействий. Теоретически это позволяет выровнять межремонтные интервалы, существенно снижая эксплуатационные затраты, возрастающие с продолжительностью эксплуатации машин.

Эффективность от проводимых ремонтных мероприятий по современным представлениям в значительной степени обусловлена возможностью соблюдения регламентированные требования к качеству деталей и узлов, устанавливаемые заводами-изготовителями; причем в большинстве случаев при этом не допускается применять технологические приемы, изменяющие первоначальные свойства материалов деталей или их конструктивные особенности.

При реновации, наоборот, создаются предпосылки для совершенствования первоначального

состояния функциональных систем машин, модернизации ее по основным эксплуатационным критериям. В результате этого эксплуатационные качества машины могут принципиально отличаться от обеспеченных изначально.

Следует заметить, что если ремонтные воздействия обуславливают скачкообразные изменения количественных показателей работоспособности машины, то технологическая и эксплуатационная эффективность от реновации может быть описана монотонными функциями во времени. При этом удобно воспользоваться сравнительной оценкой работоспособности машины, обслуживаемой по регламентному принципу, с машиной, подвергшейся реновации на разных этапах жизненного цикла. Теоретической основой этому могут служить вероятности состояний механических систем, рассматриваемые теорией Марковских процессов в массовом обслуживании.

**Перспективные пути совершенствования технологий реновации машин.** Эксплуатационные свойства деталей машин и соединений в значительной степени базируются на технологическом обеспечении их качественных параметров, среди которых выделяются группы геометрических и физико-химических. Принятие решения о технологии реновации машин по мере достижения указанными параметрами своих предельных значений основывается на метрологическом обеспечении и технологическом управлении. При этом ряд параметров практически невозможно проконтролировать (параметры структуры, фазового состава, химсостава, наклепа, остаточных напряжений, экзoeлектронной эмиссии и др.). Это указывает на необходимость комплексных исследований для разработки методик оценки состояния поверхностей деталей машин [3].

Практически задача технологического обеспечения работоспособности поверхностей трения сводилась к технологическому обеспечению вначале равномерной шероховатости, а затем равновесного качества поверхностного слоя.

Существующие технологические методы позволяют в отдельных случаях устранять влияние материалов трущихся деталей на их долговечность, так как позволяют создавать рабочий поверхностный слой, значительно отличающийся по физико-механическим свойствам от материала, из которого изготовлена деталь. К такого рода методам относятся: плосковершинная обработка, позволяющая значительно повысить несущую способность профиля шероховатости поверхности трения; отделочно-упрочняющая обработка поверхностно-пластическим деформированием; электромеханическая обработка, упрочнение и легирование, нанесение тонких мягких и твердых пленок, разного рода покрытия.

Специфика выполняемых ремонтных воздействий имеет прямую причинно-следственную связь с сохраняемостью ремфонда. В целях обес-

печения сохраняемости узлов перед разборкой представляется целесообразным проведение процедуры дефектоскопии с оценкой состояния деталей. Это позволяет сократить затраты на проведение дорогостоящего демонтажа и одновременно получить первоначальную информацию о характере нагружения узла с обоснованием перспектив его реновации.

В процессе разборки представляется целесообразным использование поверхностно-активных веществ, позволяющих облегчить выполнение разборочных операций, в частности над резьбовыми и прессовыми соединениями.

Совершенствование процессов сборки требует улучшения моечно-очистных операций, производимых непосредственно перед сборкой деталей, повышения технических требований на их комплектование, более широкого применения метода групповой взаимозаменяемости, установления оптимальных режимов выполнения всех видов соединений.

Основные мероприятия по совершенствованию испытаний машин после ремонта должны быть направлены на разработку и внедрение технологических процессов автоматизированных испытаний, а также на ускорение и повышение качества приработки. Перспективным направлением в совершенствовании системы испытаний машин в процессе ремонта является создание на ремонтных предприятиях диагностических станций для комплексной проверки агрегатов до и после ремонта. Использование таких станций позволит более достоверно оценивать состояние ремонтного фонда и необходимый объем ремонтных работ и объективно судить о качестве их проведения.

Так как механической обработкой номинальные размеры изменяются в сторону износа, использовать в качестве сопряженных новые детали с номинальными размерами нельзя. Сопряженные детали должны иметь также новые ремонтные размеры применительно к восстанавливаемой основной детали. Это достигается установкой при сборке сопряжений новых запасных деталей соответствующих ремонтных размеров, выпускаемых промышленностью, или восстановленных под соответствующий ремонтный размер.

При обработке деталей под стандартные ремонтные размеры приходится снимать не только дефектный изношенный поверхностный слой металла, но и восстанавливать геометрическую форму детали, а также продолжать механическую обработку пока не будет достигнут ремонтный размер.

При нестандартных ремонтных размерах обработка ведется до получения правильной геометрической формы и нужной шероховатости рабочей поверхности. Сопряженная деталь подгоняется к восстановленной до свободного размера детали.

Таким образом, сборка сопряжений со сво-

бодными ремонтными размерами связана с методом пригонки. При свободных ремонтных размерах заранее изготовить детали с окончательными размерами нельзя. Они могут быть изготовлены в виде полуфабриката с припуском на окончательную подгонку их по месту.

Новый ремонтный размер при ремонте детали зависит от ее износа и припуска на обработку. Задавая припуск на обработку, следует иметь в виду искажение геометрической формы детали, ее овальность и конусность. Припуск должен способствовать получению правильной геометрической формы изношенной детали после механической обработки, без наличия следов износа на ее рабочей поверхности.

Решающим условием в дальнейшем улучшении технологии ремонта следует считать совершенствование технологии восстановления деталей.

**Наплавочные технологии.** Специальные белые чугуны разработаны проф. Сильманом Г.И. и доц. Грядуновым С.С. в качестве литейного и наплавочного материала, используемого для деталей, работающих в особо тяжелых условиях интенсивного изнашивания (при повышенных температурах и термоциклировании) [4]. Эти чугуны отличаются высокой твердостью (до HRC 67) и износостойкостью, высокими прочностными свойствами ( $\sigma_b$  до 1000 МПа) при достаточно высоких значениях пластичности и ударной вязкости. Столь необычное сочетание свойств белых чугунов обеспечивается специальной микроструктурой, имеющей композиционный характер и формирующейся в процессе естественного структурообразования. Основу такой структуры составляет двойная эвтектика А+МС (где А – аустенит, МС – карбидная фаза (например, карбиды ванадия VC), а М – атомы металлов в карбиде).

Так как сплав является самозакаляющимся, то он и после сравнительно «мягкой» термической обработки обладает высокой твердостью (HRC 60 и выше).

Для использования разработанных сплавов в виде износостойкой и высокопрочной наплавки они могут изготавливаться в виде литых прутков, гранулированных порошков, механических смесей порошкообразных компонент, применяемых в порошковых проволоках и лентах.

Износостойкие детали из белых чугунов, изготовленные как методами литья, так и с помощью наплавки изнашиваемых поверхностей (зубья ковшей экскаваторов, ножи шнеков шнекороторных экскаваторов, дробометные лопатки, детали дробилок, смесителей, насосов, штампов и др) позволяют констатировать прирост износостойкости более чем в 2-7 раза. Разработанные сплавы могут быть использованы не только для наплавки изнашиваемых деталей, но и для наплавки металлоорежущего инструмента, а также инструмента обрабатывающего полимерные неметаллические ма-

териалы [5].

**Выводы.** По современным представлениям реновация машин предполагает обеспечение возможности продления их жизненного цикла за счет устранения последствий как физического, так и морального износа. Особое внимание при выборе стратегии реновации должно уделяться экономической целесообразности проводимых мероприятий, стоимость которых не должна оказаться соизмеримой со стоимостью новой техники или результатом которой не обеспечил бы очевидную результативность восстанавливаемой (модернизируемой) техники по сравнению с техническим уровнем аналогов.

Результативность реновации в существенной степени основывается на технологической наследственности, проявляющейся как на стадии проектирования деталей, так и обеспечиваемой в ходе их изготовления и эксплуатации. Особая роль при этом принадлежит изначально формируемым параметрам рабочих поверхностей, комплексное сочетание которых должно предполагать возможность выполнения восстановительных мероприятий. Среди такого рода параметров выделяются геометрические и физико-механические (в частности, структурные).

Исходя из этого перспективными технологиями реновации следует считать способы энергетического воздействия, обеспечивающие качественно новую совокупность свойств материалов деталей в рабочих зонах.

1. Pamfilov E., Pyrikov P. The increasing of Machine Parts & Cutting Tools durability by complex technological method //Total Life Cycle: Conference & Exposition Land, Sea & Air Mobility Detroit Marriott Renaissance. – Michigan USA, 2000 - P. 631-638.

2. Светлицкий В.А. Статистическая механика и теория надежности. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2004. – 504 с.

3. Сулов А.Г. От технологического обеспечения эксплуатационных свойств к качеству машин // Трение и износ, 1997, т. 18, № 3. С. 311-319.

4. Влияние структуры белых хромованадиевых чугунов на их износостойкость / Г.И. Сильман, Е.А. Памфилов, С.С. Грядунов, А.И. Грувман // Металловедение и термическая обработка металлов, 2007, №8. – С.32-36.

5. Металловедение: Учебное пособие для высшего профессионального образования (с грифом Минобрнауки) / Г.И. Сильман. – М.: Издательский центр “Академия”, 2008. – 336 с. Металловедческое обеспечение качества машин. / Сильман Г.И., Памфилов Е.А. // “Справочник. Инженерный журнал”, 2008, № 6, с.30-35.

## КОМПОЗИЦИОННЫЕ АНТИФРИКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ УЗЛОВ СКОЛЬЖЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

<sup>1</sup>Памфилов Е.А., <sup>2</sup>Шевелева Е.В., <sup>1</sup>Пилюшина Г.А.

<sup>1</sup>Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия; (epamfilov@yandex.ru)

<sup>2</sup>Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия

Рассмотрены способы повышения триботехнических характеристик узлов скольжения за счет использования антифрикционных вкладышей подшипников, изготавливаемых из древесно-металлических композиционных материалов, а также использования теплоаккумулирующих наполнителей вкладышей подшипников, эксплуатируемых в условиях действия повышенных температур

**Ключевые слова:** подшипник скольжения, композиционные материалы, трение, древесина, смазка.

The methods of increasing of tribotechnical characteristics of the nodes of the slip through the use of antifriction bearings made of wood-metal composite materials, and the use of heat storage fillers bearings operated under high temperatures

В настоящее время актуальным вопросом является повышение долговечности узлов скольжения технологического оборудования за счет совершенствования их конструкций и использования новых антифрикционных материалов. Среди триботехнических параметров используемых материалов особо значимыми являются теплофизические и демпфирующие свойства.

При проектировании подшипников скольжения важно стремиться исключить трение без смазочного материала, что дает возможность работать при больших нагрузках и высоких скоростях скольжения, в присутствии абразива без шума, вибраций и перегрева подшипника. Однако, применительно к достаточно широкому кругу триботехнических объектов, такое инженерное решение является сложно разрешимым.

Анализ возможностей использования антифрикционных материалов показал, что однородные материалы в полной мере не отвечают свойствам, которые могут обеспечить работоспособность рассматриваемых подшипниковых узлов [1].

Положительной особенностью антифрикционных полимерных материалов является возможность использования при их эксплуатации в качестве смазочного материала водных сред, также они намного легче и значительно дешевле вкладышей, изготовленных из широко применяемых сплавов цветных металлов.

Однако полимерные материалы обладают таким существенным недостатком, как малая теплопроводность, что негативно сказывается на эксплуатационных свойствах подшипниковых узлов.

Одним из возможных путей улучшения триботехнических характеристик узлов скольжения является введение в базовый антифрикционный материал оптимизирующих наполнителей и создание за счет этого более работоспособной гетерогенной структуры [2, 3, 4]. Дополнительное улучшение свойств таких материалов может достигаться и за счет рационального комбинирования различных составляющих в композите, которое обеспечивает получение новых материалов,

имеющих повышенные совокупные эксплуатационные характеристики, достигаемые за счет проявления синергетического эффекта.

Во многих случаях можно эффективно применять такой растительный полимер, как древесина различных пород, которую для улучшения ее функциональных характеристик целесообразно подвергать различным методам оптимизирующей модификации.

Разработка технологий, направленных на достижение более высокого уровня физико-химических и триботехнических характеристик древесины и антифрикционных материалов на ее основе, позволили обосновать их рациональное применение для изготовления широкой номенклатуры антифрикционных вкладышей подшипников скольжения, которые обладают достаточной для многих изделий работоспособностью [1-4].

В процессе исследований были выявлены закономерности влияния особенностей строения древесины, условий и технологических аспектов её модифицирования на формирование функциональных характеристик создаваемых антифрикционных материалов. Кроме того были установлены технико-экономические перспективы использования модифицированной древесины в качестве основы для создания древесно-металлических композиционных материалов трибологического назначения.

Анализ развития дальнейших перспектив повышения работоспособности деталей из древесно-металлических материалов показал, что она должна совместно обеспечиваться как за счет формирования благоприятной совокупности объемных характеристик, определяемых строением и свойствами отдельных структурных составляющих древесной матрицы и металлической фазы, так и путем управления свойствами функциональных поверхностных слоев деталей при обработке их резанием или реализации других схем формирования требуемой макро- и микрогеометрии проектируемых деталей.

Таким образом, за счет подбора исходных материалов и использования целесообразной техно-

логии создания композитов можно обеспечить получение изделий с заранее обусловленными триботехническими свойствами. Например, для снижения уровня теплового воздействия на рабочие поверхности деталей узлов скольжения в качестве наполнителя целесообразно использовать металлы, имеющие высокую теплопроводность, или обладающие значительной теплоемкостью и, соответственно, теплоаккумулирующей способностью.

Для повышения работоспособности деталей при отсутствии возможности их эффективного смазывания при фрикционном взаимодействии можно использовать в антифрикционном материале сочетание металлической, твердосмазочной и полимерной составляющих. Такой же результат может быть достигнут путем создания комбинированных конструкций деталей узлов скольжения, состоящих из растительного полимера - древесины и металлов.

Металлическая фаза, используемая в композите, может вводиться в матрицу в виде отдельных изолированных включений различной формы и дисперсности или соответствующего каркаса, выполненного из отдельных элементов, соединяемых между собой различными способами. Применение такого рода композиционных материалов с использованием в качестве матрицы древесины позволяет обеспечить высокий уровень работоспособности узлов скольжения [3, 4].

При обосновании предложенных структур древесно-металлических композиционных материалов принималось во внимание следующее.

Сферическая форма металлической фазы обуславливает возможность достижения более равномерного распределения наполнителя в древесной матрице при одновременном обеспечении и регламентируемом регулировании ее концентрации по отдельным локальным зонам деталей триботехнического назначения. Например, для вкладышей подшипников скольжения - распределение по толщине. В частности целесообразно распределять металлические включения концентрично расположенными слоями с различной концентрацией наполнителя в каждом слое вкладыша [2, 4].

Окончательное формирование функциональных поверхностей осуществляется на операции механической обработки в процессе расточки внутреннего диаметра вкладыша, тем самым обеспечивается получение на формируемой рабочей поверхности вкладыша требуемого соотношения площадей древесного материала и теплоотводящих элементов, а также достигается благоприятное значение их возвышения над номинальной поверхностью.

Исключение термического разложения древесной составляющей композита достигается, если вкладыш эксплуатируется в режиме, при котором минимизируется тепловыделение и обеспечивается достаточный отвод из наиболее теп-

лонагруженной зоны. При этом преобладающая доля тепла, выделяемого при трении стального вала о поверхность вкладыша, удаляется через теплоотводящие элементы или в них аккумулируется.

Теплопоглощение можно повысить, если использовать в составе теплоотводящих элементов легкоплавкие сплавы. В процессе эксплуатации температура нагрева сплава первоначально повышается до определенного значения, затем повышения температуры не происходит, так как энергия затрачивается на плавление металла. Это свойство металлических материалов можно использовать для дополнительного отвода тепла из зоны трения [4]. Наиболее стабильный температурный режим работы подшипников скольжения достигается при использовании в качестве материала наполнителя чистых легкоплавких металлов или их эвтектических сплавов.

Таким образом, для оптимизации теплофизических свойств создаваемых композиционных материалов в качестве металлической составляющей, применяемой для изготовления антифрикционных вкладышей узлов скольжения, эксплуатируемых в условиях действия повышенных температур, возможно использование теплоаккумулирующих наполнителей. Улучшение теплофизических свойств достигается как за счет увеличения количества теплоотводящих металлических компонентов, так и за счет обеспечения возможности аккумулирования тепловой энергии структурными составляющими вследствие теплопоглощения.

Выделяющееся при трении тепло отводится как металлическими включениями вследствие их высокой теплопроводности, так и расходуется в них на плавление легкоплавкого содержимого металлических элементов.

В предложенной конструкции подшипника скольжения [4] вкладыш выполняется из композиционного материала, который состоит из древесной основы и теплоотводящих элементов, выполненных в виде капсул с оболочкой, заполненной легкоплавким эвтектическим сплавом. Оболочки капсулы для увеличения отвода тепла изготавливаются из материалов высокой теплопроводности. Объем наполнителя и толщина оболочки капсулы определяются уровнем тепловыделения в контакте подшипника и вала в процессе эксплуатации узла трения.

Выделяющееся при трении тепло частично отводится металлическими включениями, а частично расходуется на плавление легкоплавкого содержимого металлических элементов или на фазовые превращения в них. Таким образом, размещение в модифицированной древесине теплоаккумулирующих элементов из легкоплавкого сплава одновременно повышает эффективность отвода тепла из зоны трения и понижает температуру работы подшипника.



Также имеется возможность не только обеспечивать максимальное значение нагрева контактной зоны вкладыша, но и ограничивать минимальную рабочую температуру, что важно, например, при достижении условий реализации в процессе работы явления избирательного переноса.

Кроме того древесина, благодаря своему пористому и волокнистому строению, способна обеспечить режим самосмазывания и обладает возможностями сопротивляться абразивному воздействию, гасить вибрационную и ударную нагрузку, поглощать шум.

Дополнительные возможности достижения других совокупностей благоприятных триботехнических характеристик рассматриваемых узлов скольжения может быть достигнуто путем комбинирования в материалах подшипников скольжения дополнительных составляющих, которые в еще большей степени могут оптимизировать физико-химическими свойствами.

Управление структурой композиционных материалов позволяет расширить возможности их использования и в качестве фрикционных, харак-

теризуемых интенсивным износом. Проведенные исследования позволили увеличить возможности рационального использования древесно-металлических подшипников скольжения, однако выявилась необходимость более глубокого изучения механизма изнашивания указанных подшипников.

1 Памфилов Е.А., Алексеева Е.В., Шевелева Е.В. Применение композиционных антифрикционных материалов для повышения работоспособности узлов скольжения деревоперерабатывающего оборудования // Качество и жизнь.- Москва: «Вива-Экспресс».- 2014, С. 427-432

2 Памфилов Е.А., Шевелева Е.В., Муратов Д.И. Создание новых композиционных древесно-металлических материалов // Лесной журнал. – 2006, № 2, С. 60-66

3 Пат. 108519 РФ, UIF 16 С 33/04 F 16 С 33/24. Подшипник скольжения / Памфилов Е.А., Лукаш А.А., Прусс Б.Н., Пилюшина Г.А.; заявитель и патентообладатель Брянская гос. инж.-техн. акад. № 2011113560/11; заявл. 07.04.2011; опубл. 20.09.2011

4 Пат. 2432508 РФ, МПК F 16 С 33/04 F 16 С 33/24. Подшипник скольжения / Памфилов Е.А., Сидоров О.В., Шевелева Е.В., Алексеева Е.В., Пилюшина Г.А.; заявитель и патентообладатель Брянская гос. инж.-техн. акад. № 2007143028/11; заявл. 20.11.2007; опубл. 27.10.2011

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТСМ НА ГЛУБИНУ УПРОЧНЕНИЯ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ РАЗНОЙ ТВЕРДОСТИ

В.А. Панайоти

Московский технологический университет (МИРЭА), Москва, Россия (lek00@mail.ru)

В работе исследовалось влияние твердого смазочного материала на глубину деформации поверхностного слоя быстрорежущей стали при шлифовании эльборовыми кругами на керамической связке разной твердости. Получены закономерности распределения наклепа по глубине и показана эффективность применения твердой смазки представленной композиции. Даны рекомендации по выбору твердости эльборовых кругов.

**Ключевые слова:** твердый смазочный материал, шлифование, быстрорежущая сталь, эльборовый круг, твердость круга, керамическая связка, наклеп, глубина наклепанного слоя.

В современном производстве при шлифовании труднообрабатываемых материалов активно используются твердые смазочные материалы (ТСМ). При этом достигается снижение напряженности процесса шлифования: изменяются силовые и снижаются тепловые характеристики, уменьшается расход абразивного инструмента, улучшаются показатели качества поверхностного слоя обрабатываемой детали (шероховатость поверхности, глубина и степень наклепа, структурные и фазовые превращения) [1–6].

Большой интерес при заточке лезвийных инструментов из быстрорежущей стали вызывает правильный выбор характеристики эльборового круга. Изучению влияния твердости керамической связки на глубину наклепа в условиях нанесения твердой смазки в процессе шлифования и посвящена эта работа.

Эксперименты проводили на модернизированном заточном станке модели ЗА64Д с автоматическими приводами подачи и повышенной точностью и жесткостью технологической системы [7] и оснащенном приспособлением для нанесения смазочного материала в процессе шлифования методом фиксированной подачи бруска твердой смазки [8]. Шлифовали образцы из закаленной быстрорежущей стали Р6Ф5. В качестве твердой смазки использовали бруски сечением 10x10 мм<sup>2</sup> из предложенной автором композиции на основе гексагонального нитрида бора. Шлифование проводили эльборовыми кругами ЛЧК125x45x32x10x5 ЛО8 100% на керамической связке С10 различной твердости. Поверхностный слой исследовали путем измерения микротвердости при вдавливании алмазной пирамиды на приборе ПМТ-3.

Полученные экспериментальные данные микродюрOMETрического исследования представлены в виде зависимостей глубины наклепа от твердости эльборового круга (см. рис.1). Кривые распределения микротвердости в деформированной зоне металла получены как при шлифовании с нанесением твердой смазки, так и без ее применения. С повышением степени твердости круга уве-

личивается сила резания и контактная температура в зоне шлифования [8], что и вызывает рост глубины упрочнения поверхностного слоя обрабатываемого металла. Введение ТСМ в поры абразивного инструмента снижает эти параметры, и глубина наклепа уменьшается в 1,6-1,7 раза. При этом наибольшая эффективность от смазывания круга представленной композиции достигается при шлифовании с твердостью связки в интервале СТ1-СТ3.

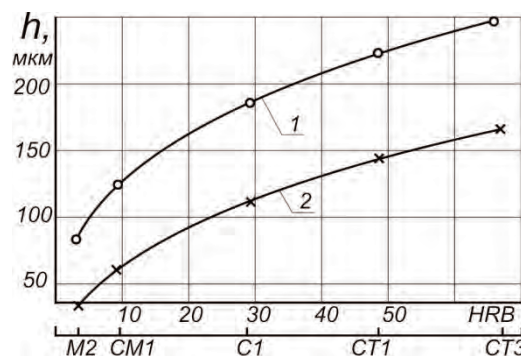


Рис. 1. Изменение глубины наклепа стали Р5Ф5 после шлифования кругом ЛО8 100% С10 различной твердости. Режим резания:  $t=0,02$  мм/дв.ход.,  $V=19$  м/с;  $S=1$  м/мин. 1 – без нанесения смазки, 2 – с ТСМ.

Нанесение смазочного материала на абразивный инструмент в процессе шлифования приводит к закономерному снижению глубины наклепа при всех значениях твердости эльборового круга. Это вызвано снижением силы резания, а также температуры шлифования вследствие уменьшения сил трения [9] при взаимодействии быстрорежущей стали со смазанным кругом.

[1]. Прогрессивные машиностроительные технологии, оборудование и инструменты. Верещагин А.С., Возняковский А.П. и др. Коллективная монография / Москва, 2015. Том V. с.228-264.

[2]. 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.

[3]. Панайоти В.А. Повышение эффективности и качества при шлифовании быстрорежущих сталей с использованием твер-

дых смазок. *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии*, 2016. №2 (316). С.87-91.

[4]. Панайоти В.А. Исследование влияния твердой смазки на поверхностное упрочнение инструментов из быстрорежущей стали при заточке. *Вестник Брянского государственного технического университета*. 2016. №2 (50) с.41-45.

[5]. Влияние твердых смазок на фазовый состав шлифованной поверхности быстрорежущих сталей *Научные труды .IV Международная конференция "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении"* М. ИМАШ РАН., Издательский дом "Спектр", 2015, С.189-190.

[6]. Панайоти В.А. Исследование структурных превращений в быстрорежущих сталях при шлифовании с применением твёр-

дых смазок», *Автоматизация и современные технологии*, 2017. №2, С. 56-60.

[7].Lizogub V.A. Influence of a machine tools spindle parameters on the machining precision. *СТИН*. 2003.№ 3. С.16-18

[8]. Панайоти В.А.Исследование методов нанесения твердой смазки на поверхность шлифовального круга в процессе обработки. *М. СТИН*, 2016, №10, С.26-29.

[9]. Панайоти В.А. Оценка смазывающей способности ТСМ по коэффициенту абразивного резания. *Труды XI Международной научно-технической конференции Трибология- машиностроению, посвящённой 100-летию со дня рождения выдающегося учёного проф. Р.М. Матвеевского: сборник тезисов докладов*. ИМАШ РАН. 2016, С.187-188.

## РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ И ТОЛЩИНЫ СМАЗОЧНОЙ ПЛЁНКИ В УПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ КОНТАКТЕ РОЛИКА

М.Я. Пановко

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [mpanovko@yandex.ru](mailto:mpanovko@yandex.ru)

Формулируется и решается численно упругогидродинамическая (УГД) за-дача об изотермическом смазанном кон-такте ролика. Показано заметное влияние фор-мы образующей ролика и его перекося на распределения давления и тол-щины смазочной плёнки в зоне контакта.

**Ключевые слова:** Упругогидродинамический контакт, ролик, профилирование, пере-кос, численное моделирова-ние.

### Введение

В отличие от УГД смазки линейных и точеч-ных контактов смазка коротких роликов исследо-вана численными методами существенно меньше, главным образом, из-за трудностей реализации устойчивого вычислительного процесса. Среди публикаций, посвящённых численному модели-рованию УГД смазки роликов, следует отметить работы [1, 2]. Целью настоящей работы является численный анализ УГД смазки коротких роликов с учётом их профилирования и перекося.

### Постановка задач

Рассматривается стационарная изотермичес-кая задача о смазке ролика (см. рис. 1), поверх-ность которого в зоне УГД контакта описывается следующей функцией (с учётом упругой дефор-мации и перекося):

$$z = h_0 + f(y) + x^2/2R_x(y) + u_z(x, y) - u_z(0, 0) + \gamma y.$$

Здесь  $x, y$  - декартовы координаты в плоскости контакта,  $h_0$  - рас-стояние между смазанными поверхностями в начале координат,  $f(y)$  - уравнение образующей,  $R_x(y)$  - радиус кривизны ролика в сече-нии  $y=const$ ,  $u_z(x, y)$  - упругая деформация,  $\gamma$  - угол перекося. Полагается, что  $R_x(y) \cong R_{x0}$ , где  $R_{x0} = R_x(0)$ . Образующая, состав-ленная из дуг двух окружностей с радиусами  $R_{y0}, R_{y1}$  ( $R_{y1} \ll R_{y0}$ ), со-прягаемых в сечении  $|y|=l_c/2$ , описывается функ-циями следующего вида:

$$f(y) = y^2/2R_{y0} + f_1(|y|)(1/2R_{y1} - 1/2R_{y0})\theta(|y|),$$

$$\theta(|y|) = \begin{cases} 1, & \text{при } |y| > l_c/2 \\ 0, & \text{при } |y| \leq l_c/2. \end{cases}$$

Здесь  $f_1(|y|) = (|y| - l_c/2)^2$  при гладким сопря-жении дуг,  $f_1(|y|) = y^2 - (l_c/2)^2$  при негладком.

Полагается, что смазочный материал - несжи-маемая вязкая жидкость; к ролику приложена внешняя сила  $P$ . Вводятся следующие безразмер-ные переменные:

$$\begin{aligned} (x', y', \xi', \eta') &= (x, y, \xi, \eta)/a_H, \quad p' = p/p_H, \quad h' = h/h_0, \\ \mu' &= \mu/\mu_0, \quad H_0 = 2R_{x0}h_0/a_H^2, \quad Q_0 = Q_0 p_H \\ V &= (24\mu_0 |\mathbf{v}_1 + \mathbf{v}_2| R_{x0}^2)/p_H a_H^3, \quad P' = P/p_H a_H^2, \\ P &= \pi p_H a_H l_c/2, \quad \mathbf{v} = (\mathbf{v}_1 + \mathbf{v}_2)/|\mathbf{v}_1 + \mathbf{v}_2|, \\ \varepsilon_0 &= R_{x0}/R_{y0}, \quad \varepsilon_1 = R_{x0}/R_{y1}, \quad \gamma' = 2R_{x0}\gamma/a_H. \end{aligned}$$

Здесь  $x, y, \xi, \eta$  - декартовы координаты в плоскости контакта;  $\varepsilon_0, \varepsilon_1$  - параметры скругления;  $p(x, y)$  и  $h(x, y)$  - соответственно давление и толщина сма-зочной плёнки;  $a_H$  и  $p_H$  - соответственно полу-ширина и максимальное герцевское напряжение в линейном контакте;  $\mu$  - вязкость смазки;  $\mu_0$  - вяз-кость смазки при давлении окружающей среды;  $\mathbf{v}_1(v_{1x}, v_{1y}), \mathbf{v}_2(v_{2x}, v_{2y})$  - скорости контакти-рующих поверхностей;  $H_0$  - безразмерная тол-щина плёнки в начале координат;  $V$  - нагрузочно-скоростной параметр;  $Q_0$  - пьезокоэффициент вязкости.

В безразмерной форме уравнения, описыва-ющие УГД контакт, имеют вид (без штрихов):

$$L(p) = \nabla \cdot \left( H_0^2 \frac{h^3}{\mu} \nabla p - V \mathbf{v} h \right) = 0, \quad (1)$$

$$\begin{aligned} h(x, y) &= 1 + \frac{x^2 + \varepsilon_0 y^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_0) f_1(|y|) \theta(|y|)}{H_0} + \\ &+ \frac{1}{\pi H_0} \iint_{\Omega} G(x, y, \xi, \eta) p(\xi, \eta) d\xi d\eta + \frac{\gamma y}{H_0}, \quad (2) \end{aligned}$$

$$M(p) = \iint_{\Omega} p(\xi, \eta) d\xi d\eta - \frac{\pi}{2} l_c = 0, \quad (3)$$

$$p|_C = \frac{\partial p}{\partial n} \Big|_{C_e} = 0, \quad (4)$$

$$\nabla = \left( \frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y} \right), \quad \mathbf{v} = (v_x, v_y), \quad \mu = \mu_0 \exp(Q_0 p)$$

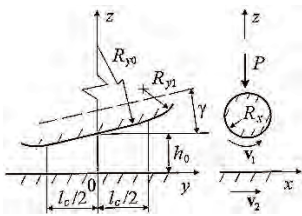


Рис. 1. Схема контакта

$$G(x, y, \xi, \eta) = \frac{1}{\sqrt{(x-\xi)^2 + (y-\eta)^2}} - \frac{1}{\sqrt{\xi^2 + \eta^2}}.$$

Граничные условия задавались на границе  $S = C_i \cup C_e$  области контакта  $\Omega$ . Полагается: граница  $C_i$  – входная – задана; граница  $C_e$  – выходная – определяется в процессе решения задачи, используя условия дополнителности [3]:

$$\begin{aligned} L(p) &= 0, p > 0 \text{ в зоне смазки;} \\ L(p) &< 0, p = 0 \text{ в зоне кавитации.} \end{aligned} \quad (5)$$

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  $(i, j)$  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 неравенствах (5) оператор  $L(p)$  заменяется на  $L_1(p)$ . Решение задачи проводится методом Ньютона. Линеаризуя (3), (4), (6) и аппроксимируя пространственные производные, получаем систему разностных уравнений, решаемых относительно

$$\begin{aligned} \Delta p_{k+1} &= p_{k+1} - p_k, \Delta H_{0,k+1} = H_{0,k+1} - H_{0,k}, \\ \left\| \begin{pmatrix} (a_{qr})_{mn} & (b_q)_n \\ (c_r)_n^T & 0 \end{pmatrix} \right\|_k \left\| \begin{pmatrix} (\Delta p_r)_n \\ \Delta H_0 \end{pmatrix} \right\|_{k+1} &= - \left\| \begin{pmatrix} L_1(p_r)_n \\ M(p_r)_k \end{pmatrix} \right\|_k. \end{aligned} \quad (7)$$

Здесь  $(a_{qr})_{mn}$  – полная квадратная матрица порядка  $n$ ,  $(b_q)_n$  – вектор-столбец,  $(c_r)_n^T$  – 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

Все расчёты проводились при  $V=0,1$ ,  $Q_0=3$ ,  $v_x=1, v_y=0$ . В случае цилиндрического ролика ( $\varepsilon_0=0, l_c=20, \gamma=0$ ) расчёты, проведённые для гладкого  $\varepsilon_1=0,1 \div 0,3$  (рис. 2 а, рис. 3 а) и негладкого  $\varepsilon_1=0,02 \div 0,04$  (рис. 2 б, рис. 3 б) сопряжений на сетке с числом узлов  $22 \times 62$ , показали, что в окрестности  $y=l_c/2$  гладкое сопряжение заметно снижает градиенты давления и толщины смазочной плёнки по сравнению с негладким [4]. На рисунках область  $p=0$  выделена

здесь и далее серым тоном. С увеличением  $l_c$  значения  $H_0$  приближаются к значениям  $H_0$  для бесконечно длинного цилиндра  $H_0=0,1622$ .

Расчёты для бочкообразного ролика ( $\gamma=0$ ) проводились для гладкого сопряжения при следующих параметрах:  $l_c=40, \varepsilon_0=0 \div 0,005, \varepsilon_1=0,1 \div 0,5$  на сетке с числом узлов  $22 \times 92$  [5]. Распределения  $p(x, y)$  и  $h(x, y)$  при  $\varepsilon_0=0,0005$  и  $\varepsilon_0=0,005$  для значений  $\varepsilon_1=0,1, \varepsilon_1=0,5$  представлены на рис. 4. Влияние параметров  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_0$  на значения  $p_{\max}, h_{\min}, H_0$  иллюстрируют рис. 5-7. Характерно, что значения  $H_0$  практически не изменяются с ростом  $\varepsilon_1$  при  $\varepsilon_0 \leq 0,001$  (см. рис. 7). При этом значения  $p_{\max}$  и  $h_{\min}$  изменяются значительно, что демонстрируют рис. 5 и рис. 6 соответственно.

Расчёты УГД смазки ролика с перекосом ( $\gamma \neq 0$ ) проводились при следующих параметрах:  $l_c=20, \varepsilon_0=0, \varepsilon_1=0,2, 2R_{x0}/a_H=100$  на сетке с числом узлов  $22 \times 122$  [6]. Безразмерные значения угла перекоса варьировались в диапазоне  $\gamma=0 \div 0,25$ . Распределения  $p(x, y)$  и  $h(x, y)$  при  $\varepsilon_0=0$  и  $\varepsilon_1=0,2$  для  $\gamma=0$  и  $\gamma=0,2$  представлены (в виде поверхностей и изолиний) на рис. 8 и демонстрируют заметное влияние перекоса. Распределения становятся при перекосе асимметричными – одна часть ролика более нагружена по сравнению с другой. Влияние  $\gamma$  на значения  $p_{\max}, h_{\min}$  и  $H_0$  иллюстрирует рис. 9. С ростом  $\gamma$  значения  $H_0$  практически не изменяются,  $h_{\min}$  уменьшаются, а  $p_{\max}$  возрастают.

1. Mostofi A., Gohar R. Elastohydrodynamic lubrication of finite line contacts // Trans. ASME. J. Lubric. Technol. 1983. V. 105. № 4. P. 82-88.
2. Park T.J., Kim K.W. Elastohydrodynamic lubrication of a finite line contact // Wear. 1998. V. 223. № 1. P. 102-109.
3. Oh K.P. The numerical solution of dynamically loaded elastohydrodynamic contact as a nonlinear complementarity problem // Trans. ASME. J. Tribol. 1984. V. 106. № 1. P. 88-95.
4. Пановко М.Я. Упругогидродинамическая смазка цилиндрического ролика со скруглённым краем // Изв. АН. Механика твёрдого тела. 2003. № 2. С. 40-48.
5. Пановко М.Я. Влияние профилирования на параметры упругогидродинамического контакта коротких роликов // Трение и износ. 2003. Т. 24. № 4. С. 355-361.
6. Пановко М.Я. Численное моделирование упругогидродинамического контакта профилированных роликов с учётом перекоса их осей // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2009. № 5. С. 54-60.

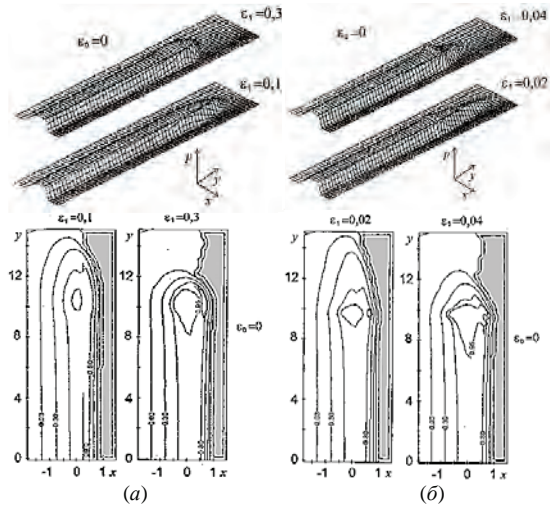


Рис. 2. Распределения давления:  
(а)-гладкое сопряжение, (б)-негладкое

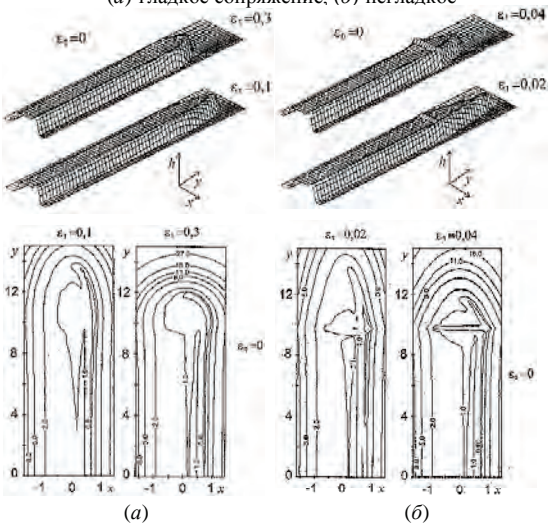


Рис. 3. Распределения толщины плёнки:  
(а)-гладкое сопряжение, (б)-негладкое

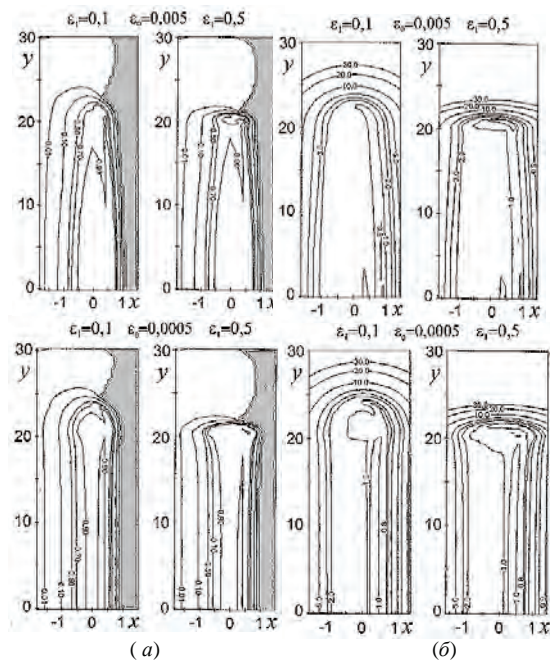


Рис. 4. Распределения давления (а) и толщины плёнки

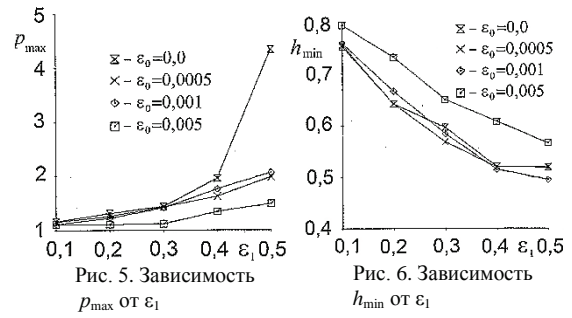


Рис. 5. Зависимость  $p_{\max}$  от  $\epsilon_1$

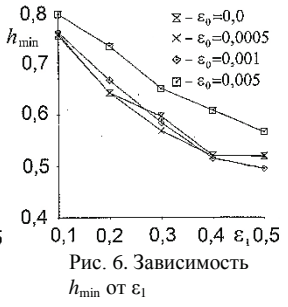


Рис. 6. Зависимость  $h_{\min}$  от  $\epsilon_1$

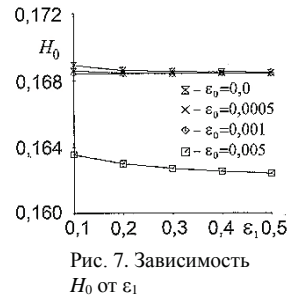


Рис. 7. Зависимость  $H_0$  от  $\epsilon_1$

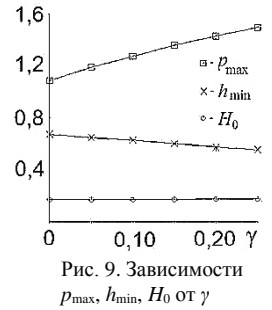


Рис. 9. Зависимости  $p_{\max}$ ,  $h_{\min}$ ,  $H_0$  от  $\gamma$

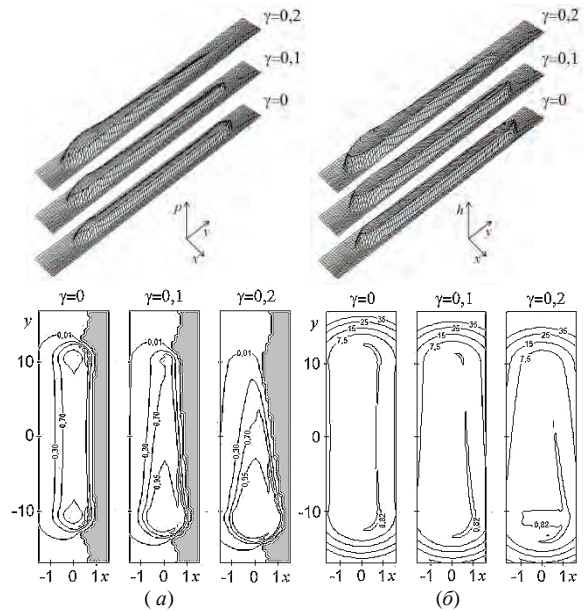


Рис. 8. Распределения давления (а) и толщины плёнки (б)

## ИНОВАЦИОННЫЕ КОНСТРУКТИВНЫЕ РЕШЕНИЯ КАТОДНОГО УЗЛА – ЭФФЕКТИВНЫЙ ПУТЬ К ПОВЫШЕНИЮ ЕГО РАБОТОСПОСОБНОСТИ

Л.М. Петров<sup>1</sup>, К.В. Григорович<sup>2</sup>, В.В. Зеленков<sup>1</sup>, С.Б. Иванчук<sup>1</sup>, Г.С. Спрыгин<sup>2</sup>,  
В.Д. Семенов<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия;  
info@niat.ru

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения  
им. А.А.Байкова Российской академии наук, Москва, Россия; grigorovichkv@gmail.com

*Исследовано воздействие потока газо-металлической плазмы системы Ti-N на изменение элементного состава поверхностного слоя стали 12X18H10T в зависимости от конструктивных особенностей катода. Показано, что интенсивность изменения состава формируемого поверхностного слоя зависит от его конструктивных особенностей.*

**Ключевые слова:** вакуумные дуговые источники плазмы, катодное пятно, эффективность работы катода, качественные покрытия системы TiN.

### Введение

Вакуумные дуговые источники плазмы (испарители) предназначены для генерации металлической плазмы с целью формирования различных видов покрытий. В этих устройствах используется дуговой вакуумный разряд с «холодным» расходуемым катодом. Разряд горит в хаотически перемещающихся по рабочей поверхности испарителя (катода) катодных пятнах (КП), в которых плотность мощности достигает значений  $10^{10}$ - $10^{13}$  Вт/м<sup>2</sup> и протекают локальные процессы эмиссии, испарения и ионизации паров материала катода [1]. Внутри КП происходят процессы зарождения и погасания микропятен. При этом существует статистическая вероятность погасания КП в случае прекращения или запаздывания по какой-либо причине процесса перезажигания микропятен. Скорость погасания КП зависит от многих факторов: теплофизических свойств материала катода, давления газовой среды в вакуумной камере, характеристик источника питания катодного узла (скорости нарастания напряжения, величины напряжения холостого хода и рабочей точки) и др. По разным данным длительность погасания вакуумного дугового разряда составляет  $10^{-5}$ ... $10^{-8}$  секунды.

Отсутствие внешних магнитных полей приводит либо к хаотическому движению КП, либо к направленному движению, преимущественно совпадающему с направлением тока разряда, протекающего через КП по телу катода. При этом катодные пятна с конечной вероятностью могут уходить с рабочей поверхности катода, что часто приводит к аварийным ситуациям (уход КП за экран) или отключению дугового испарителя. Известны различные способы удержания КП на рабочей поверхности катода, включающие создание электростатических экранов [1,2] или магнитных полей [3,4].

Многолетняя эксплуатация данного вида испарителей показала, что применяемая конструкция не является оптимальной, так как

формируемый плазменный поток не стабилен и не гарантирует получение качественных покрытий, а проблему качества приходится решать за счет усложнения технологии.

### Методика эксперимента

В данной работе, изменение соотношений компонентов системы Ti-N достигалось путем сравнения результативности осаждения массы Ti в процессе работы испарителей, созданных по двум конструктивным решениям: штатного катода (установка ННВ6.6И1) и катода с дополнительным кольцевым постоянным магнитом. Эффективность работы исследуемых систем катода оценивалась по количественному сравнению осаждаемой массы Ti на подложку из стали 12X18H10T (150 x 33 x 2 мм) и формированию диффузионных зон элементами подложки и элементами покрытия при постоянстве рабочих параметров источника плазмы ( $J_d=100$ А,  $U_{оп.}=-50$ В,  $p=1 \cdot 10^{-1}$  Па, время осаждения 15 мин.).

Начало процесса взаимодействия потока газо-металлической плазмы с обрабатываемой поверхностью связано с её разогревом ( $320^{\circ}$ С), очисткой и последующим осаждением элементов плазменного потока. Наличие температуры и первичной энергии ионов плазменного потока системы Ti-N способствует активации процесса осаждения элементов формируемого нитридного покрытия и началу процесса взаимной диффузии элементов покрытия и элементов подложки.

Воздействие элементов плазменного потока (Ti-N) на обрабатываемую поверхность и последующее их взаимодействие с ней способствует их осаждению и осуществлению, как процессов плазмохимической реакции, так и взаимно-диффузионных процессов элементов подложки и покрытий по границе создаваемого композита «подложка–покрытие».

### Результаты эксперимента и обсуждение

Послойное исследование количественного

изменения элементного состава по глубине осаждаемого покрытия показало, что при взаимодействии плазменного потока с обрабатываемой поверхностью формируется структурно-измененный поверхностный слой, состоящий из: покрытия, переходной диффузионной зоны и пограничной зоны основного металла. Отличительной чертой, формируемых зон, является наличие градиентного переходного элементного состава, изменяющегося от материала покрытия к материалу подложки. Величина формируемых зон и интенсивность диффузионных процессов элементов подложки и покрытий зависит от количественного соотношения массы осаждаемого покрытия, рис.1.

Особенно это становится заметным при переходе к работе с конструкцией катода имеющей кольцевой постоянный магнит, рис. 2. Наличие дополнительных кольцевых постоянных магнитов увеличивает массу осаждаемого элемента (Ti) в покрытии системы Ti-N в два раза, что приводит к увеличению толщины покрытия от 2,5 до 5 мкм по всей длине образца. Увеличение массы осаждаемого элемента влияет на формирование переходной диффузионной зоны, которая увеличилась с 2 до 4 мкм.

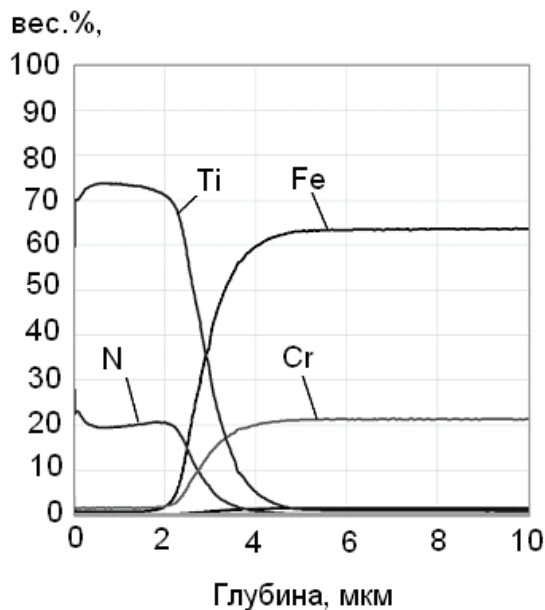


Рис.1. Количественное изменение элементного состава осаждаемого покрытия системы Ti-N (штатный катод) на подложке из стали 12X18H10T, размещенной по оси катода.

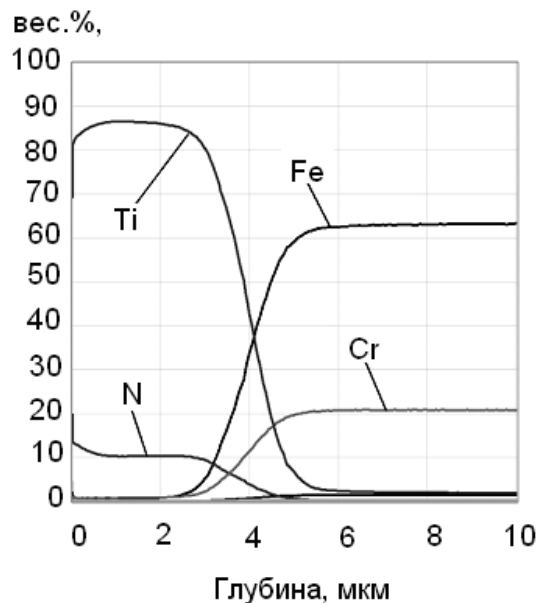


Рис.2. Количественное изменение элементного состава осаждаемого покрытия системы Ti-N (катод с кольцевым постоянным магнитом) на подложке из стали 12X18H10T, размещенной по оси катода.

Таким образом, применение катода с кольцевым постоянным магнитом привело к увеличению массы осаждаемого титанового покрытия и увеличению переходной диффузионной зоны, что является одним из важнейших факторов, влияющих на получение функциональных и эксплуатационных свойств.

1. Саксаганский Г.Л.. Электрофизические вакуумные насосы. М.: Энергоатомиздат, 1988.
2. Саблев Л.П., Атаманский Н.П., Горбунов В.Н., Долотов Ю.И, Луценко В.Н., Усов В.В.. Электродуговой испаритель металлов. А. с. СССР, № 268122, 1968.
3. Саблев Л.П, Долотов Ю.И., Ступак Р.И., Осипов В.А.. Электродуговой испаритель металлов с магнитным удержанием катодного пятна // ПТЭ. 1976, № 4, с.247-249.
4. Аксёнов И.И., Брень В.Г., Падалка В.Г., Саблев Л.П., Ступак Р.И., Хороших В.М. Вакуумно-дуговое устройство. А. с. СССР, № 1040631, 1983.



## СТРУКТУРНАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ ОСАЖДАЕМЫХ ПОКРЫТИЙ - КРИТЕРИЙ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ Ti-N

Л.М. Петров<sup>1</sup>, К.В. Григорович<sup>2</sup>, С. Б. Иванчук<sup>1</sup>, В.В. Зеленков<sup>1</sup>, Г.С. Спрыгин<sup>2</sup>, А.Н. Смирнова<sup>1</sup>, С.С. Гусева<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия; info@niat.ru

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова Российской академии наук, Москва, Россия; grigorovichkv@gmail.com

Исследовано влияние воздействия потока газо-металлической плазмы системы Ti-N на равномерность, структурную стабильность, оцениваемую по изменению элементного состава обрабатываемого поверхностного слоя стали 40X в зависимости от параметров процесса. Показано, что интенсивность изменения свойств формируемого поверхностного слоя зависит от параметров процесса осаждения покрытия.

**Ключевые слова:** структурная стабильность покрытий, взаимная диффузия элементов, технологические параметры процесса

### Введение.

Метод вакуумной ионно-плазменной (ВИП) обработки, позволяет формировать широкую гамму внешних, внутренних и комбинированных покрытий, нашедших широкое применение в машиностроении, что позволило **увеличить** работоспособность деталей и изделий в период их эксплуатации. Этот метод упрочняющей поверхностной обработки обладает значительными технологическими возможностями по формированию многослойных, многокомпонентных, градиентных, наноструктурированных покрытий и весьма перспективен.

Потоки газо-металлической плазмы, воздействуя на поверхность, формируют технологические этапы процессов, определяемые энергией воздействия компонентов плазменного потока.

Кинетическое взаимодействие потоков плазмы с поверхностью обрабатываемого материала приводит к нагреву поверхностного слоя и послойному регулируемому удалению оксидов и дефектного слоя с обрабатываемой поверхности. Уменьшение энергии взаимодействия приводит к осаждению элементов плазменного потока с одновременным диффузионным насыщением поверхностного слоя. Все это способствует осуществлению поверхностных плазмохимических реакций [1,2]. Итогом взаимодействия плазменных потоков с обрабатываемой поверхностью является: изменение химического состава поверхностного слоя, изменение значений поверхностной микротвердости, изменение химической активности и структурного состава поверхности.

Формирование эксплуатационных свойств осаждаемых покрытий зависит от соотношения компонентов потока газо-металлической плазмы (особенно это актуально при формировании нитридно-карбидных соединений) и объемной равномерности и полноты прохождения плазмохимических реакций.

### Методика эксперимента и обсуждение.

В данной работе, исследовалась зависимость изменения свойств покрытий системы (Ti-N) сформированных на стали 40X, от толщины, осаждаемого покрытия.

Одинаковые технологические параметры процессов обработки гарантируют стабильность энергетических условий формирования плазменных потоков, а время воздействия плазменных потоков, являющейся переменной величиной, создает условия разнотолщинности получаемого покрытия.

Формирование покрытий осуществлялось по следующим параметрам процесса:

- давление в объеме рабочей камеры составляло  $p = 3 \cdot 10^{-1}$  Па;
- ускоряющее напряжение  $U_{оп.} = -150$  В;
- ток горения дуги катода  $J_{д.} = 100$  А.

Взаимодействие потока газо-металлической плазмы с обрабатываемой поверхностью начиналось с процесса её разогрева ( $400^{\circ}\text{C}$ ) и последующего осаждения элементов плазменного потока. Наличие температуры, первичной энергии плазменного потока и энергии ускоряющего потенциала ( $U_{оп.}$ , В) способствовало активации процесса взаимной диффузии элементов подложки и элементов плазменного потока.

Взаимная диффузия элементов обрабатываемой подложки (сталь 40X) и элементов плазменного потока зависит от многих факторов, в том числе и от времени технологического процесса. Увеличение времени контакта плазменного потока с обрабатываемой поверхностью способствует увеличению на поверхности концентрации осаждаемых элементов, повышению равномерности их распределения по поверхности и росту переходной диффузионной зоны, рис 1-3.

Взаимодействие элементов плазменного потока с обрабатываемой поверхностью способствует формированию процессов плазмохимической реакции на поверхности с образованием соединений TiN с морфологией

поверхностного слоя, зависящей от его структурного состояния.

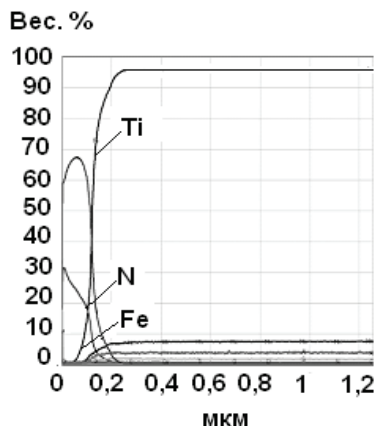


Рис.1. Количественное изменение элементного состава осаждаемого покрытия системы Ti-N точка 5 (время нанесения 4 мин 30 сек).

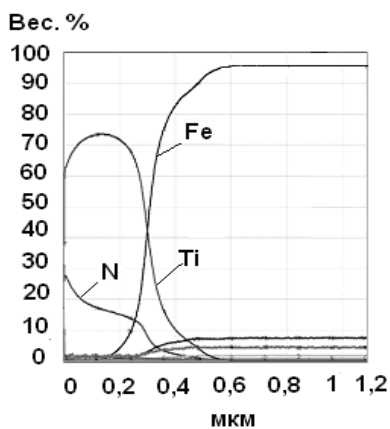


Рис.2. Количественное изменение элементного состава осаждаемого покрытия системы Ti-N точка 5. (время нанесения 12 мин).

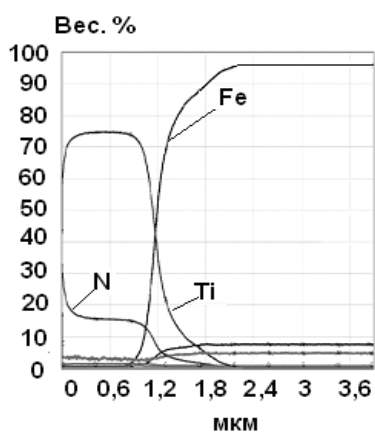
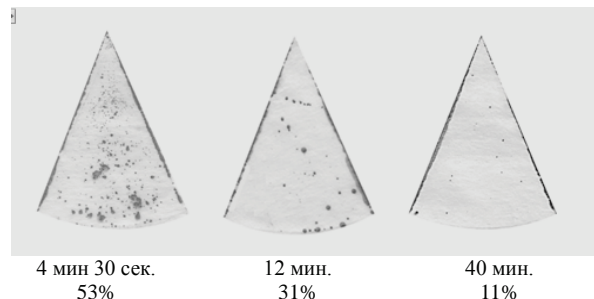


Рис.3. Количественное изменение элементного состава осаждаемого покрытия системы Ti-N точка 5 (время нанесения 40 мин).

Исследование пористости осажденных покрытий (ГОСТ 9.302 метод наложения фильтровальной бумаги с р-ром 32 в течение 10 минут) показало, что увеличение толщины

покрытия привело к изменению условий формирования покрытия и структура имеет уменьшенную пористость, рис.4.



При этом, значение величины приведённого поверхностного потенциала ( $V$  п.п., В) при измерении монослойного катодного покрытия TiN после его формирования составляет  $400 \pm 20$  мВ.

Вылеживание образцов при комнатных условиях приводит к выравниванию потенциала за счет снижения внутренних напряжений и окончательного формирования поверхностного слоя покрытия. Приведенный поверхностный потенциал ( $V$  п.п., В) оксида сформированного на стали 40Х в нормальных условиях (вылежка на воздухе в течение 10 дней) составляет  $140 \pm 20$  мВ. Повышение защитной способности катодного покрытия (наличие минимального количества пор), связано с повышением значения потенциала обработанной поверхности, которое должно сохраняться во времени. Полученные результаты после 4 месяцев вылеживания показали, что покрытие толщиной 4 мкм обладает минимальной пористостью в сравнении с покрытием толщиной 0,5 мкм, и не формирует оксид, т.к. мы знаем, что нитрид титана устойчив к окислению на воздухе до  $450^\circ\text{C}$ .

Дальнейшее падение  $V$  п.п., В, после применения р-ра 32 показывает наличие на поверхности адсорбированных элементов и влияние их на энергетическое состояние поверхности.

Таким образом, стабилизация формируемых покрытий зависит от распределения элементного состава по толщине и формировании переходной диффузионной зоны, что является одним из важнейших факторов, влияющих на получение функциональных и эксплуатационных свойств.

1. Ильин А.А., Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Гаврилов А.С. Вакуумные ионно-плазменные технологии - перспектива их применения в аэрокосмической технике, 5 Международный аэрокосмический конгресс IAC'06 Тезисы докладов, Москва, 27-31 августа 2006 г. с. 160-161.
2. Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Гаврилов А.С. Модифицирование поверхности и нанесение покрытий при вакуумной ионно-плазменной обработке - эффективный метод повышения работоспособности деталей и узлов авиационной техники, Сборник докладов VII научной конференции по гидроавиации «Гидро-авиасалон-2008», Россия, г. Геленджик, 5-6 сентябрь 2008 г. с.233-238.

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ УПРАВЛЕНИЯ ИЗМЕНЕНИЕМ ЭЛЕМЕНТНОГО СОСТАВА ФОРМИРУЕМЫХ ПОКРЫТИЙ

Л.М. Петров<sup>1</sup>, К.В. Григорович<sup>2</sup>, В.В. Зеленков<sup>1</sup>, Г.С. Спрыгин<sup>2</sup>, А.Н.Смирнова<sup>1</sup>,  
В.Д. Семенов<sup>1</sup>, С.С. Гусева<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия; info@niat.ru

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова Российской академии наук, Москва, Россия; [grigorovichkv@gmail.com](mailto:grigorovichkv@gmail.com)

Исследовано влияние рабочей газо-металлической среды на процесс осаждения металлической плазмы Cu. Показано, что интенсивность осаждения элементов покрытия и изменения элементного состава обрабатываемого поверхностного слоя стали 12X18H10T зависит, как от рабочей среды, так и от градиента концентраций осаждаемого покрытия.

**Ключевые слова:** формирования покрытий и диффузионных модифицированных поверхностных слоев, плотность плазменного потока, эффективности технологических воздействий

### Введение

В процессах вакуумной ионно-плазменной (ВИП) обработки, потоки плазмы, взаимодействуя с поверхностью, формируют этапы технологических процессов и свойственную этим этапам поверхностную структуру [1,2]. Эффективность осуществления этапов и качество диффузионных процессов при ВИП обработке можно оценить по изменению элементного химического состава поверхностного слоя, формируемого композита «металл-покрытие». Данный метод позволяет оценить эффективность осуществления взаимно-диффузионных процессов на технологических этапах формирования покрытий и создания диффузионных модифицированных поверхностных слоев.

### Образец и методика эксперимента

В данной работе, эффективность технологических воздействий плазменных потоков оценивалась по количественному изменению массы Cu осаждаемой из плазменного потока и изменению элементного химического состава обрабатываемой поверхности. Сравнение массы Cu на стальном образце 12X18H10T (150 x 33 x 2 мм) до и после ВИП обработки, формирование диффузионных зон элементами подложки и покрытия осуществлялось при постоянных рабочих параметрах:

- ток горения дуги катода  $J_d=70A$ ;

- переменное ускоряющее напряжение  $U_{оп.} = 0В$  и  $-100В$ ;

При этом рабочей средой явились: остаточные газы и аргон при давлении  $p = 1 \cdot 10^{-1}$  Па. Время осаждения составляло 15мин.

### Результаты эксперимента и обсуждение

Начало процесса взаимодействия потока газо-металлической плазмы с обрабатываемой поверхностью связано с её разогревом ( $350^{\circ}C$ ), очисткой и последующим осаждением элемента плазменного потока. Наличие температуры и первичной энергии ионов плазменного потока способствует первичному осаждению элементов плазменного потока и началу процессов взаимной диффузии элементов плазменного потока и

элементов подложки.

Взаимная диффузия элементов обрабатываемой подложки и элементов плазменного потока зависит от многих факторов, в том числе и от интенсивности осаждения, определяемого количественным изменением массы осаждаемого элемента плазменного потока, рис. 1-3. Постоянство параметров предполагает создание одинаковых первичных условий для количественного формирования плотности плазменного потока, а изменяющиеся параметры ускоряющего напряжения и газо-металлическая среда в рабочем объеме вакуумной камеры влияют на количественный характер изменения элементного состава формируемого поверхностного слоя.

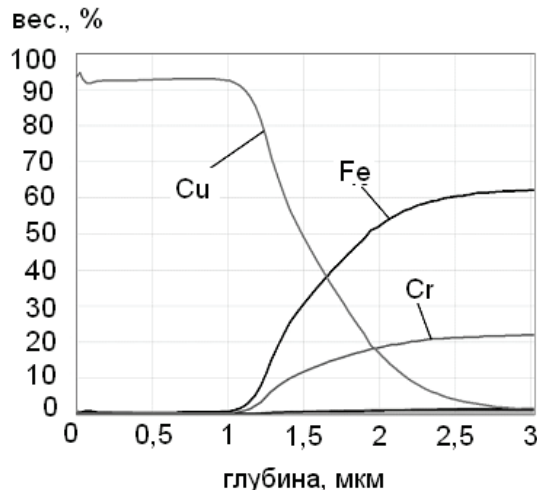


Рис.1. Количественное изменение элементного состава осаждаемого Cu покрытия на подложку из стали 12X18H10T, размещенной по оси катода, в зависимости от остаточной газовой среды (вакуум) и величины ускоряющего напряжения ( $U_{оп.} = 0В$ )

Генерируемый электродуговыми испарителями металлический плазменный поток Cu, транспортируясь в рабочем объеме вакуумной камеры к подложке, осаждается на обрабаты-

ваемую поверхность ( $U_{оп.} = 0$  В) формируя покрытие. Изменяющаяся плотность плазменного потока в объеме вакуумной камеры, влияет на изменение концентрации осаждаемого элемента покрытия (Cu) и по всей длине исследуемого образца (150 мм) растет неоднородность по концентрации осаждаемых элементов плазмы, выделяя три зоны: верхнюю, среднюю и нижнюю.

Воздействие на обрабатываемую поверхность элементов плазменного потока с первичной энергии ( $U_{оп.} = 0$ В) способствует их взаимодействию с ней и формированию как процессов осаждению покрытия, так и процессов взаимной диффузии осаждаемых элементов и элементов подложки.

Диапазон толщин формируемого покрытия, в этом случае, составил от 1 до 1,7 мкм, а переходная зона взаимной диффузии от 1,7 до 2 мкм. Увеличение первичной энергии плазменного потока путем подачи ускоряющего потенциала на подложку ( $U_{оп.} = -100$ В), при сохранении токовых характеристик испарителя, привело к существенному уменьшению концентрации осаждаемого покрытия на подложке, рис.2. Такая концентрационная зависимость процесса осаждения покрытия от величины ускоряющего напряжения связана с тем, что ускоряющее напряжение изменяет первичную энергию плазменного потока и при этом осуществляется процесс распыления покрытия. Толщина покрытия, уменьшается и находится в пределах 0,5-0,7 мкм. При этом размер переходной зоны взаимной диффузионной уменьшается до 1,2-1,7 мкм.

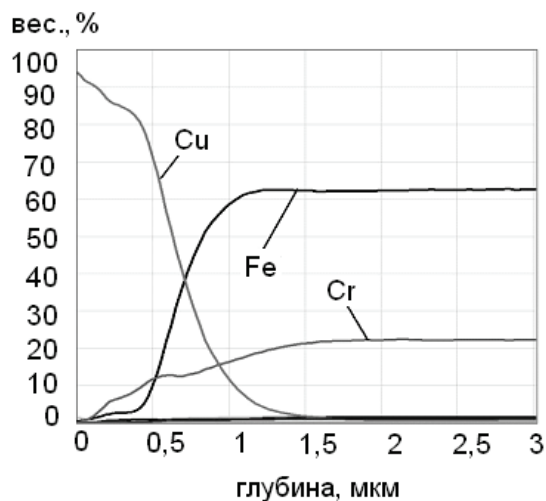


Рис. 2. Количественное изменение элементного состава осаждаемого Cu покрытия на подложку из стали 12Х18Н10Т, размещенной по оси катода, в зависимости от остаточной газовой среды (вакуум) и величины ускоряющего напряжения ( $U_{оп.} = -100$ В)

Изменение вакуумной среды (остаточная газовая среда) рабочего объема камеры на аргон, при сохранении всех остальных параметров технологического процесса, способствовало

значительному уменьшению концентрации осаждаемого покрытия на подложке. Замена рабочей среды с остаточной газовой на аргон способствовало усложнению процесса воздействия формируемого газо-металлического плазменного потока на обрабатываемую поверхность и последующего взаимодействия с ней.

Наличие в камере аргона привело к усилению тормозящего эффекта рабочей среды и увеличению энергетического воздействия на поверхность. Результатом первого эффекта явилось уменьшение толщины осаждаемого покрытия (0,1 мкм), а результатом увеличения энергетического воздействия явилось усиление диффузионных процессов в поверхностном слое (переходная зона взаимной диффузии составила 1 мкм) за счет деформационных процессов на поверхности, рис.3.

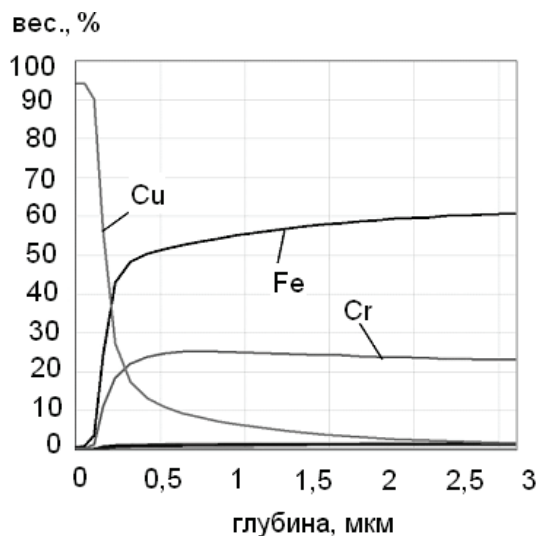


Рис. 3. Количественное изменение элементного состава осаждаемого Cu покрытия на подложку из стали 12Х18Н10Т, размещенной по оси катода, в зависимости от газовой среды (аргон) и величины ускоряющего напряжения ( $U_{оп.} = -100$ В)

Таким образом, оценка эффективности технологических воздействий плазменных потоков на обрабатываемую поверхность по изменению концентрации осаждаемых элементов плазменного потока и изменению элементного химического состава обрабатываемой поверхности является объективным критерием обеспечивающим контроль качества формируемых покрытий и зоны взаимной диффузии, что является одним из важнейших факторов, влияющих на получение функциональных и эксплуатационных свойств.

1. Plikhunov V. V., Petrov L. M. Change of energy state in the surface layer at the stages of vacuum ion-plasma treatment process Volume 729 Number 1 2016 (Electronic journal) 23rd International Conference on Vacuum Technique and Technology 7–9 June 2016, St. Petersburg, Russia
2. Plikhunov V V, Petrov L M, Grigorovich K V The role of current characteristics of the arc evaporator in formation of the surface metal-coating composite. Journal of Physics: Conference Series, Volume 729, Number 1 (Electronic journal)

## ПОСТРОЕНИЕ ОБОБЩЕННОГО СПЕКТРА НАГРУЖЕНИЯ ДЛЯ ОЦЕНКИ ДОЛГОВЕЧНОСТИ

Петрова И.М., Гадолина И.В.

Институт машиноведения им. А.А. Благоднарова, Москва, Россия, [gadolina@mail.ru](mailto:gadolina@mail.ru)

В настоящем докладе описываются подходы для построения обобщенного блок нагружения, который необходим для оценки ресурса изделия, эксплуатируемого в различных режимах. Приводится пример оценки ресурса детали железнодорожного вагона.

**Ключевые слова:** ресурс, блок нагружения, методы схематизации.

Для расчета на выносливость, оценки долговечности или остаточного ресурса необходимо располагать информацией о нагруженности элементов конструкции в эксплуатации, которую формируют на основе экспериментальных исследований напряженно-деформированного состояния или расчетными методами с учетом всех возможных режимов нагружения и действующих нагрузок. Все известные методы получения количественных расчетных характеристик нагруженности деталей основываются на замене реального случайного процесса, например полученного путем тензометрирования некоторым схематизированным процессом, который по уровню вносимого усталостного повреждения должен быть эквивалентен реальному. Наиболее оправданным методом схематизации процесса нагружения является метод «дождя» по ГОСТ 25.101-83[1]. В результате схематизации и статистической обработки получают функцию распределения амплитуд напряжений под которой понимают функцию, характеризующую повторяемость амплитуд напряжений различных уровней в блоке нагружения. Под блоком нагружения понимают совокупность нагрузок за характерный период эксплуатации  $I_6$  (например, один полет самолета, один час работы механизма и т.п.).

Для обработки реализации с целью последующей оценки долговечности в ИМАШ РАН разработан комплекс программ в программной среде R. Комплекс включает:

- Разбиение процесса на классы по ГОСТ 25.101-83 [1]. При этом осуществляется первичная фильтрация процесса, т.е. отбрасывание колебаний с амплитудой, например, менее 5% от максимального размаха;
- Выделение экстремумов;
- Применение алгоритма схематизации методом «дождя».

При различных вариантах использования механизма функция распределения амплитуд нагружения, или спектр нагружения характеризующая какой-то определенный вариант (например, езда автомобиля по проселочной дороге) будет частной функцией или спектром. Всего может быть рассмотрено  $k$  спектров в соответствии с условиями эксплуатации. Для оценки долговечности необходимо располагать обобщенным спектром, который формируется путем сложения частных спектров, соответствующих различным вариантам использо-

вания механизма, которые задаются регламентированными условиями работы, с указанием доли этих вариантов в общей продолжительности эксплуатации. При создании обобщенного спектра [2] необходимо учесть фактор комбинации нагрузок, определяющий степень коррелированности одновременно действующих на механизм процессов нагружения в случае сложного напряженного состояния, а также все циклы нагружения значимые для накопления повреждений.

Одним из вариантов решений данной проблемы может явиться аппроксимация гистограммы непрерывным распределением, например, как это было предложено в [3], либо с помощью ядерного сглаживания (см. ниже). После того, как аппроксимирующая функция подобрана, ступенчатая функция заменяется непрерывной либо в аналитическом виде (тогда дальнейшая обработка по оценке долговечности осуществляется путем интегрирования), либо выбирается достаточно большое число разбиений гистограммы ( $i \geq 100$ ) при котором разница между разрядами становится несущественной.

Другой путь – это отказ от построения гистограммы, а работа непосредственно с массивами данных, получающимися в процессе схематизации с последующей оценкой долговечности по правилу суммирования усталостных повреждений. При этом необходимо учитывать доли отдельных режимов в эксплуатации.

На основании работы [4] на примере эксплуатации рефрижераторных вагонов было составлено примерное соотношение распределения времени эксплуатации грузовых вагонов (с учетом скоростей). В табл.1 приведены примерные соотношения режимов, которые были использованы в данной работе. Тензометрирование проводилось сотрудниками ВНИКТИ, г. Коломна [5]. На основании результатов тензометрирования и табл.1 (доля эксплуатации приводится по времени – т.к. ресурс вагонов задается в годах эксплуатации) был сформирован блок нагружения, который в дальнейшем использовался для оценки ресурса.

С применением разработанного программно-го комплекса, для трех режимов эксплуатации были построены распределения, по которым были оценены безразмерные функции плотности распределения амплитуд. На рис.1 показаны аппроксимации, осуществленные с помощью ядерного сглажи-

вания для трех процессов по имеющимся реализациям (на рисунках показана средняя скорость). Дополнительные данные по распределениям и по использованным реализациям, необходимы для оценки ресурса, приведены также в табл. 1.

Таблица 1. Распределение графика эксплуатации по скоростям движения состава [4] и данные по реализациям[5]

Номер режима $i$	1	2	3
Интервал скоростей, км/ч	55-65	65-75	75-85
Доля эксплуатации по времени	60%	30%	10%
Длина реализации, с	32.7	31.8	30
Число полных циклов	439	365	329
Коэффициент приведения режимов к обобщенному блоку $z_i$	66.055	33.9622	12.0

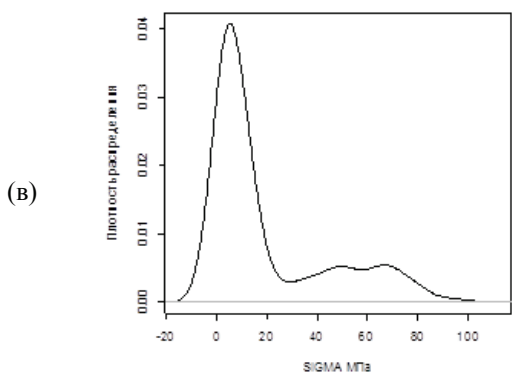
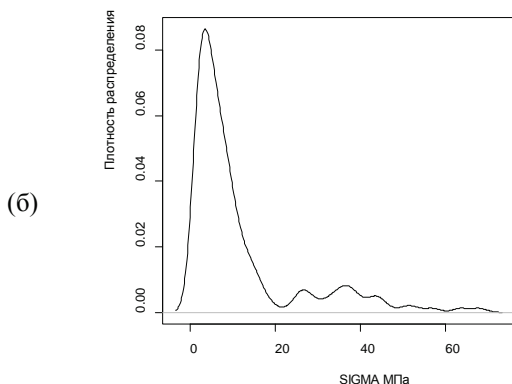
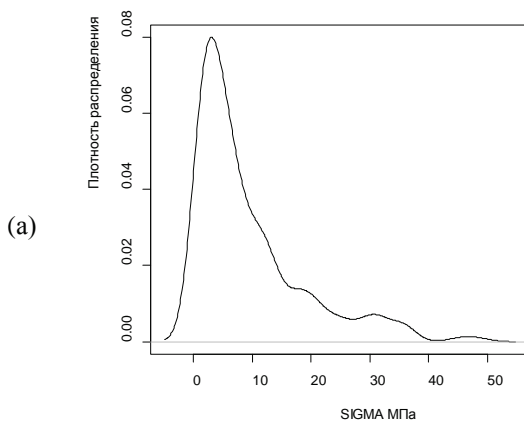


Рис. 1. Ядерное сглаживание гистограммы полных циклов для средней скорости: (а) 60; (б) – 70 и (в) – 80 км/ч.

Видно, что при увеличении скорости движения интервал изменения скоростей смещается в сторону больших значений.

Рассмотрим пример с двумя режимами  $T_1$  и  $T_2$ . При этом число циклов в интервале суммируются с пропорциональным отношением доли режима в эксплуатации (предполагается, что реализации, по которым получено распределение на отдельных режимах равны). В этом случае в соответствии с [2] характеристики обобщенного спектра нагружения определяют по формулам:

среднее значение цикла напряжений  $\bar{\sigma}_{m,G} = \bar{\sigma}_{m_1,T_1} + \bar{\sigma}_{m_2,T_2}$  амплитуды  $i$ -тых ступеней определяют по одному из двух уравнений

$$\sigma_{ai,G_1} = \sigma_{ai,T_1} + K_{2,1}\sigma_{ai,T_2}$$

$$\sigma_{ai,G_2} = \sigma_{ai,T_2} + K_{1,2}\sigma_{ai,T_1},$$

где  $\bar{\sigma}_{m,G}$  - среднее значение обобщенного спектра,  $\bar{\sigma}_{m,T_1}; \bar{\sigma}_{m,T_2}$  - средние значения частных спектров;  $\sigma_{ai,G_1}$  - амплитуда  $i$ -той ступени обобщенного спектра;  $\sigma_{ai,T_1}; \sigma_{ai,T_2}$  - амплитуды  $i$ -тых ступеней частных спектров;  $K$ - фактор комбинации нагрузок. Индексы 1; 2 у  $K$  показывают какой процесс является более повреждающим. Числа циклов в обобщенном спектре  $G$  суммируются по соответствующим ступеням:

$$n_{i,G} = p_1 n_{iT_1} + p_2 n_{iT_2},$$

где  $p_1$  и  $p_2$ ;  $p_1 + p_2 = 1$ ; доли использования машины на двух режимах.

Для расчетов и испытаний в качестве амплитуд обобщенного спектра принимают наиболее повреждающий набор амплитуд. Проблема при этом может заключаться в том, что интервалы разбиения гистограмм по числам циклов могут быть различными, а в настоящее время не существует алгоритма приведения гистограмм к единым интервалам.

В связи с вышеизложенным, предлагается также использовать другой метод построения обобщенного спектра – работа непосредственно с массивами данных, как упоминалось выше. В этом случае, гистограммы для отдельных режимов не строятся, а для построения обобщенного спектра используются формулы учета соотношения режимов в эксплуатации:

Для построения обобщенного блока нагружения (в случае с элементами подвижного состава выбирается  $l_0=1$  час) для каждого режима эксплуатации  $i$  ( $i=1,2,\dots,k$ ) используется коэффициент приведения (таблица 1):

$$z_i = \frac{3600}{l_i} p_i, \text{ где } l_i - \text{ продолжительность}$$

реализации [сек], зафиксированной на  $i$ - том режиме,  $p_i$  - доля режима в эксплуатации (табл. 1). Обобщенный спектр нагружения для рам тележек грузовых вагонов представлен на рис.2.

Для оценки ресурса детали железнодорожного вагона спектр в виде распределения по интервалам не использовался. Относительные повреждения определялись от каждой из выделенных амплитуд с учетом коэффициента  $z$  для каждого режима.

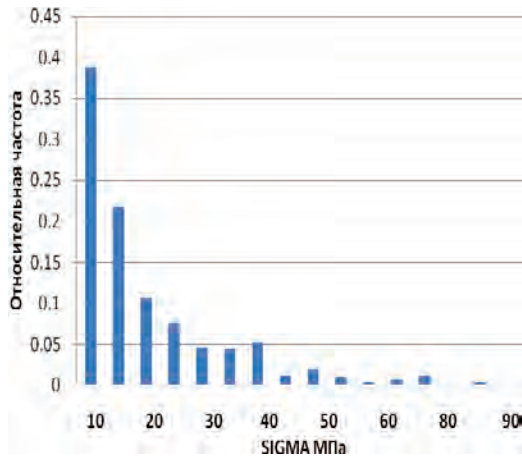


Рис. 2. Обобщенный спектр.

Данные по кривой усталости для детали железнодорожного вагона [5] приведены в табл. 2:

Таблица 2. Данные по кривой усталости детали [5]

Предел выносливости материала	$\sigma_{-1}$ , МПа	216
Эффективный коэффициент концентрации	$K_{\sigma D}$	4...4.5
Коэффициент угла наклона кривой усталости	$m$	4
Точка перелома кривой усталости	$N_G$	$2 \cdot 10^6$

Относительное повреждение за блок определяется с учетом предельных чисел циклов для амплитуды напряжения  $\sigma_{\alpha i}$ , определяемых из уравнения кривой усталости. В соответствии с данными Табл.2 уравнение кривой усталости записывается в виде:

$$N_i = \left(\frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D} \sigma_i}\right)^m N_G \quad \text{если } \sigma_i > \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D}} \quad \text{и} \quad N_i = \infty$$

в противном случае.

По упрощенной скорректированной линейной гипотезе суммирования усталостных повреждений [6] средний ресурс определяется из условия достижения суммой относительных повреждений  $d$  величины 0.25:  $(d\lambda=0.25)$  где  $\lambda$  - число обобщенных блоков до разрушения. Средний вычисленный ресурс определяется как произведение числа блоков на длину блока  $R = \lambda l_6$ .

Таким образом, получаем формулу

$$R = \frac{l_6 N_G}{\sum_j z_j \sum_i^{i=\max(j)} \left(\frac{K_{\sigma D} \sigma_i}{\sigma_{-1}}\right)^m}$$

При этом суммирование в

знаменателе во второй сумме осуществляется только по амплитудам напряжений  $\sigma_i > \sigma_{-1D}$ , так как считается, что амплитуды меньше предела выносливости для детали не вносят усталостного повреждения.

#### Выводы.

- Предложен метод суммирования данных, содержащихся в двух гистограммах.
- Разработан метод оценки ресурса непосредственно по амплитудам, избегая построения гистограмм.
- Вычисленный на основании обработки экспериментальных данных ресурс не представляется достаточным для обеспечения надежной работы грузовых вагонов. Возможно, потребуется усовершенствование технологии производства.

1. ГОСТ 25.101 Расчеты и испытания на прочность. Методы схематизации случайных процессов нагружения элементов машин и конструкций и статистического представления результатов.
2. Методические рекомендации. Проблемы прочности, долговечности и надежности продукции машиностроения. Формирование информации о нагруженности в эксплуатации и оценка долговечности деталей машин. Изд-во ИМАШ РАН, МЦНТИ. М. Москва, 1991, 116с.
3. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. М. Машиностроение. 1993. 364с.
4. Никольский Л.Н., Коцубенко В.П. Некоторые результаты экспериментального определения режимов эксплуатационного нагружения рам тележек рефрижераторных вагонов/в сб.: Вопросы исследования надежности и динамики элементов подвижного состава железных дорог и подъемно-транспортных машин. Брянск. 1974. С.11-22.
5. 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/ Труды конференции «Живучесть и конструкционное материаловедение» Том.1. ИМАШ РАН. С. 67-72.
6. Когаев В.П., Гадолина И.В. Суммирование усталостных повреждений при вероятностных расчетах долговечности//Вестник машиностроения. 1989. № 7. С.3-7.

## ИЗНАШИВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ ДРЕВЕСИНОЙ И ДРЕВЕСНЫМИ КОМПОЗИТАМИ

<sup>1</sup>Пилюшина Г.А., <sup>2</sup>Шевелева Е.В.

<sup>1</sup>Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия, [gal-pi2009@yandex.ru](mailto:gal-pi2009@yandex.ru)

<sup>2</sup>Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия

В докладе рассматриваются особенности изнашивания деталей машин и инструмента лесного комплекса при заготовке и переработке древесины и древесных композитов. Представлены методика и испытательное оборудование для исследования процессов фрикционного контакта металлических материалов с древесиной в условиях максимально воспроизводящих эксплуатационные.

**Ключевые слова:** изнашивание, фрикционный контакт, дереворежущий инструмент, абразив, износостойкость.

The report discusses the features of the wear of machine parts and tools of the forest sector harvesting and processing of wood and wood composites. The technique and test unique equipment for the study of processes by frictional contact of metallic materials with wood in the conditions maximally reproducing operational.

Сложность процессов, протекающих в зоне фрикционного контакта деталей и инструмента машин лесного комплекса с древесиной, обуславливают существенные затруднения в исследовании и выявлении эффективных путей повышения их износостойкости.

Трение и связанный с ним износ в процессе контактного взаимодействия стали и древесных материалов происходит между постоянно вновь образующимися поверхностями, при высоких скоростях скольжения и температурах, значительных давлениях и на относительно малых поверхностях контакта. При этом износ деталей оборудования и режущих инструментов протекает в виде истирания и удаления микрочастиц металла с поверхностей контакта и микросколов (выкрашивания) режущей кромки.

На интенсивность процесса выкрашивания значительное влияние оказывают экстрактивные вещества, содержащиеся в коре и древесине, особенно карбоновые кислоты, которые легко вступают во взаимодействие с оксидным слоем металла и разрушают его. Разрыхленный оксидный слой под действием сил трения легко разрывается, обнажая ювенильные поверхности, что значительно облегчает проникновение ионов водорода в поверхностные слои и интенсифицирует процесс разрушения поверхностей трения. Водород, проникая в поверхностный слой металла, создает в нем высокие давления, которые приводят к образованию напряженного состояния в решетке металла, деформации, образованию микротрещин и расслаиванию. Процесс наводороживания усиливается при воздействии абразива на поверхности трения [1,3].

При ударном нагружении интенсивность изнашивания зависит в первую очередь от энергии удара. При высокой удельной энергии удара по абразиву в зоне контакта реализуется малоцикловое усталостное разрушение, в результате которого при недостаточной прочности металла одновременно с абразивным изнашиванием образуются

трещины, развитие которых приводит к выкрашиванию металла или сколу.

Температурные явления, проявляющиеся в процессе изнашивания, оказывают существенное влияние на закономерности и интенсивность поверхностного разрушения. При положительных значениях температуры окружающей среды, низких скоростях скольжения и высоких нагрузках изнашивание дереворежущего инструмента в основном происходит вследствие пластической деформации (смятия). При этом наблюдается выдавливание металла из максимально нагруженной зоны на периферийные участки. Выдавленный металл чаще всего подвергается повторным деформациям и отделяется в виде частиц износа. Фактически этот процесс характеризуется как изнашивание в результате малоциклового усталости. При действии климатически низких температур происходит охрупчивание металлических материалов [2,4].

Таким образом, анализируя модели поверхностного разрушения, можно прийти к выводу, что для решения проблемы повышения износостойкости деталей и инструмента машин и оборудования лесного комплекса необходимо проведение лабораторных исследований изнашивания материалов в условиях максимально воспроизводящих эксплуатационные.

Необходимость решения этой задачи обусловила создание методик испытаний и соответствующего оборудования для различных условий фрикционного взаимодействия.

**Методика исследований и испытательное оборудование.** Исследование изнашивания при трении по древесине выполнялось по схеме фрикционного взаимодействия вращающегося деревянного контробразца, имевшего окружную скорость до 60 м/с, с торцевой поверхностью цилиндрического образца (рис.1).

При этом для обеспечения контакта образца с новой поверхностью осуществлялось движение подачи параллельно образующей контробразца. На основании принятой схемы испытаний разработа-



на установка на базе токарно-винторезного станка.

В качестве образцов использовались пластинки диаметром 10 мм и толщиной 1,65 мм, закрепляемые перед испытаниями в специальной оправке.

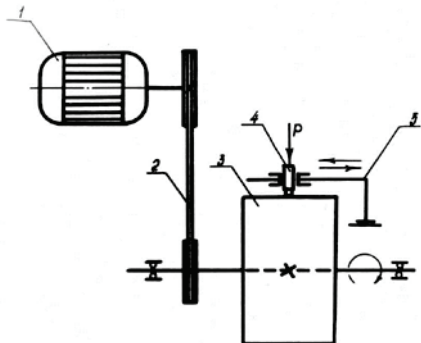


Рис.1. Схема установки для испытания на изнашивание древесиной: 1-электродвигатель; 2-ременная передача; 3-контрообразец; 4-образец; 5-державка

Контрообразцы изготовлялись как из натуральной древесины, так и из древесных композиционных материалов. Нагружение образцов производится с помощью пневматического или механического программного устройства [5], которое обеспечивает создание нагрузок, изменяющихся по времени в пределах от 10 до 100 Н. Требуемая закономерность их изменения в процессе испытаний наносится в виде кода на перфоленту, с которой считывалась посредством электронного блока, подававшего командные импульсы на электромагнитный механизм нагружения образца.

Для исследования изнашивания дереворежущих устройств была принята схема (рис.2) роторного резания цилиндрического контрообразца 4 установленными на вращающемся диске 2 исследуемыми режущими элементами. Для осуществления резов по новой поверхности режущему диску сообщалось осевое перемещение. Вращение режущего диска осуществлялось от электродвигателя 1, контрообразца - от шпинделя токарного станка. Для осевого перемещения режущего диска использовалась продольная подача станка. Экспериментальная установка позволяла проводить испытания в диапазоне скоростей от 10 до 45 м/с.

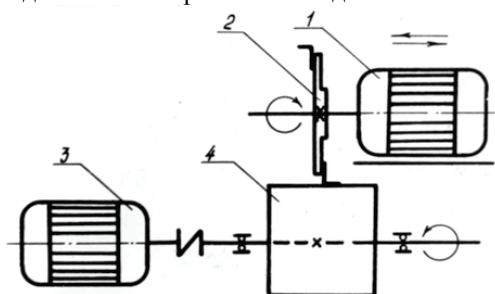


Рис. 2. Схема испытаний на изнашивание рабочих элементов дереворежущих устройств; 1,3- электродвигатели; 2-ножевой диск; 4-контрообразец

Особая методика была разработана для исследования изнашивания дереворежущих

устройств при низких температурах [6]. Согласно ей исследуемым режущим элементом, имевшим температуру 293 К, осуществлялось резание деревянного контрообразца, температура которого дискретно изменялась в пределах от 233 до 293 К. Для поддержания стабильной температуры испытаний в зону резания подавались пары жидкого азота. Их температура в области входа под теплоизолирующий кожух была на 5÷15К ниже, принятой для данного испытания температуры контрообразца. Интенсивность подачи газообразного азота составляла около 0,5 м<sup>3</sup>/мин. Отклонение температуры поверхности контрообразца в течение времени испытаний не допускалось более 5К от номинального значения.

Затем проводились испытания в термокамере TV-1000 при принятых ранее значениях температур в пределах от 233 до 293 К, но в отличие от предыдущей серии испытаний, температуры исследуемого режущего элемента и контрообразца была одинаковой. Такие испытания позволяли установить долю изменения износа за счет изменения свойств материала образца при понижении температуры до соответствующего значения. Эта доля рассчитывалась как разница между величиной износа, полученной в результате испытаний с одинаковой температурой образца и контрообразца и испытаний с соответствующей температурой контрообразца и образца при температуре 293 К. Схема установки для реализации описываемой методики приведена на рис. 3.

Существенным фактором, позволяющим обеспечить стабильный температурный режим образцов при испытаниях, является соблюдение в процессе экспериментов определенного соотношения времени резания и холостого пробега инструмента. Для принятой схемы испытаний установлено, что стабильный температурный режим сохраняется при соблюдении указанного выше соотношения в пределах от 1:5 до 1:20, поэтому эксперименты рекомендуется проводить при среднем значении, равном 1:10.

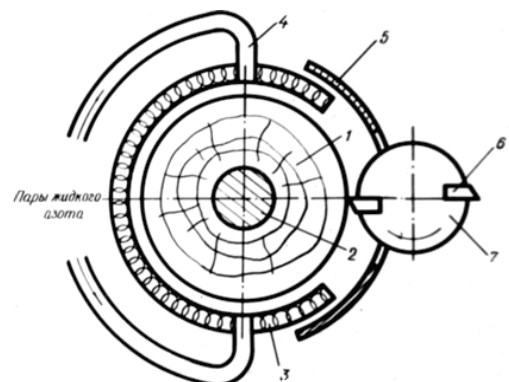


Рис. 3. Схема установки для исследования изнашивания дереворежущих инструментов в условиях низких температур: 1- контрообразец; 2-шпиндель; 3- теплоизолирующий кожух; 4- трубопровод паров жидкого азота; 5- экран; 6-образец; 7-режцовая головка

В связи с тем, что в процессе эксплуатации детали механизмов подачи и режущих устройств испытывают значительное давление со стороны волокон древесины, подвергаются воздействию влаги и абразивных частиц, при разработке методики экспериментальных исследований была принята схема испытаний на изнашивание при трении с подачей абразивно-водной суспензии (рис. 4).

Согласно этой схеме, изнашивание образцов осуществляется поверхностью вращающегося контробразца, на которую подается абразивно-водная суспензия. Изнашивающие диски (контробразец) изготавливаются из древесины дуба. По ширине контробразца выполняется канавка по размерам и форме соответствующая исследуемым образцам. Боковые стенки канавки представляют собой изнашивающие поверхности контробразца.

Зерна абразива с водой подавались в зону трения с помощью автоматического устройства подачи абразивно-водной суспензии [7].

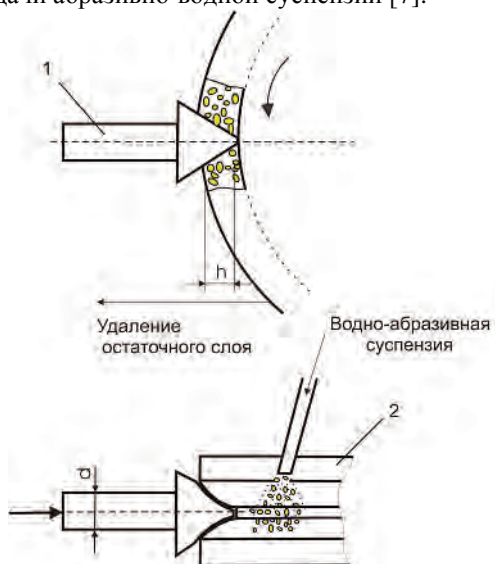


Рис. 4. Схема испытаний на изнашивание абразивно-водной суспензией

Дозатор обеспечивал пределы подачи абразивно-водной суспензии от 0,05 до 6 мл/мин и содержание абразивного материала от 0,05 до 10 % с допустимой погрешностью параметров не более 2% от измеряемой величины.

**Результаты.** Результаты испытаний дают наглядное представление о процессах контактного взаимодействия металлических материалов с древесиной и ее композитами. Разработанные методики и оборудование позволяют проводить испытания в условиях полностью воспроизводящие эксплуатационные.

Таким образом экспериментально устанавливались закономерности фрикционного взаимодействия сопрягаемых поверхностей, оценивалось влияние на протекание процессов поверхностного разрушения микро- и макрогеометрии поверхностных слоев, физико-химических свойств используемых материалов и ряда других факторов. При этом рассматривались не только исходные

свойства материалов, но и особенности их трансформации в процессе контактного взаимодействия, приводящей либо к структурной приспособляемости и повышению за счет этого сопротивляемости изнашиванию поверхностей, или же, наоборот, к разупрочнению поверхностных слоев и их ускоренному разрушению.

1. Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. Повышение работоспособности лесопильного оборудования // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2007. № 4. С. 85-91.

2. Шевелева Е.В., Памфилов Е.А. Новые композиционные материалы для узлов трения деревоперерабатывающего оборудования. // Актуальные проблемы лесного комплекса, 2016, № 45, С. 53-56.

3. Пилюшина Г.А. Повышение износостойкости деталей и инструментов деревоперерабатывающего оборудования // Качество и жизнь, 2014, № 1 (1), С. 44-49.

4. Памфилов Е.А. Машина для испытаний на износостойкость // Заводская лаборатория. – 1971, № 5, с.620 - 621.

5. Памфилов Е.А., Борзенкова Т.Г. Устройство программного нагружения для испытательных установок // Заводская лаборатория. – 1977, № 2, с.239 - 241.

6. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Возможности и перспективы повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2013. № 5 (335). С. 10-13.

7. Южаков И.В. Автоматическое устройство для дискретного дозирования малых количеств абразивной суспензии при испытаниях на изнашивание / И.В. Южаков, Ю.К. Калугин, Г.Я. Ямпольский и др. // заводская лаборатория, 1978, № 5, с. 625-626.

## ИССЛЕДОВАНИЯ СЦЕПЛЕНИЯ ФРИКЦИОННО-МЕХАНИЧЕСКИХ ШИПОВЫХ ПЕРЕМЕЩАЮЩИХ УСТРОЙСТВ

<sup>1</sup>Пилюшина Г.А., <sup>2</sup>Шевелева Е.В.

<sup>1</sup>Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия, [gal-pi2009@yandex.ru](mailto:gal-pi2009@yandex.ru)

<sup>2</sup>Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия

В докладе представлены методика и испытательная установка для исследования процессов контактного взаимодействия фрикционно-механических шиповых перемещающих устройств с древесиной различных пород, в условиях изменяющейся влажности и температуры.

**Ключевые слова:** трение, фрикционный контакт, шипы, сцепление, древесина, износостойкость.

The report presents the methodology and test setup for studying the processes of contact interaction of frictional and mechanical finger moving unit with different kinds of wood in conditions of changing humidity and temperature.

Многие эксплуатационные характеристики фрикционно-механических шиповых перемещающих устройств, получивших широкое распространение в машинах и оборудовании лесного комплекса, характеризуются такими показателями, как сцепление с перемещаемыми заготовками, что в значительной мере определяется условиями контактного взаимодействия поверхностей шипа и древесины.

При недостаточном сцеплении шипов с материалом перемещаемой заготовки происходит их проскальзывание и потеря подачи, что приводит к снижению точности получаемых изделий и интенсификации изнашивания режущего инструмента и деталей оборудования.

Причиной снижения и потери сцепления является износ шипов, который достигает предельного значения за 2-3 рабочих смены [1,4]. Это связано с тем, что фрикционно-механические шиповые перемещающие устройства работают в условиях действия значительных динамических и ударных нагрузок, низких температур, в присутствии влаги, абразивных частиц и поверхностно-активных веществ органического происхождения, содержащихся в древесине.

При изнашивании рабочих шипов их первоначальная форма изменяется, причем изнашиваемая поверхность приобретает криволинейную конфигурацию. Для сокращения периода приработки, повышения общего ресурса работы при условии сохранения надежного сцепления с перемещаемой заготовкой в течение всего периода эксплуатации было предложено уже в процессе изготовления задавать форму шипа, соответствующую форме естественного износа.

Кроме того, наряду с формированием рациональной геометрической формы шипов необходимо применение материалов, обладающих повышенными физико-механическими характеристиками и упрочняющих технологий, позволяющих в максимальной степени повысить прочность и износостойкость.

В тоже время влияние геометрической формы на усилия сцепления рабочих органов подающих валцов с перемещаемыми заготовками и условия формирования износостойких характеристик, применяемых конструкционных материалов,

обеспечивающих их долговечность, не исследованы в достаточной для практического использования степени. Поэтому для решения этой проблемы были разработаны методы и испытательное оборудование, позволяющее проводить исследования фрикционно-механического сцепления рабочих органов – шипов с древесными заготовками в условиях максимально воспроизводящих эксплуатационные.

**Методика исследований и испытательное оборудование.** Для исследования величины сцепления образцов с древесными заготовками нами была предложена схема, представленная на рисунке 1, а. Сущность испытаний заключалась в следующем.

Исследуемые образцы 1 поочередно внедрялись в древесину контробразца 3 и перемещали его в осевом направлении, преодолевая возрастающие усилия действия пружины 2 по мере ее сжатия. По достижении некоторой величины сжатия пружины, нарушался стабильный контакт контробразца и исследуемого образца, происходил его срыв и возвращение контробразца в исходное положение.

Контактирование образца с контробразцом осуществлялось по дуге окружности, соответствующей траектории движения шипа в древесине при подаче вальцами бревен в зону резания. После каждого единичного акта взаимодействия процесс повторялся. Величина смещения контробразца фиксировалась самописцем на бумажном носителе, закрепленном на цилиндрическом валике.

Перед вступлением в новый контакт с шипом контробразец проворачивался на угол равный  $2^\circ$ , что обеспечивало взаимодействие образца с неповрежденной рабочей поверхностью контробразца.

Ширина контробразца рассчитывалась с учетом угла поворота шипа при максимальном заглублении в поверхностный слой перемещаемой заготовки (рис.1, б)

$$\epsilon = R \arccos \frac{R-h}{R}, \quad (1)$$

где  $\epsilon$  – ширина контробразца, мм;  $R$  – радиус крестовины, мм;  $\alpha$  – угол поворота шипа, рад.  $h$  –

максимальная величина заглубления шипа в древесину контрообразца, мм

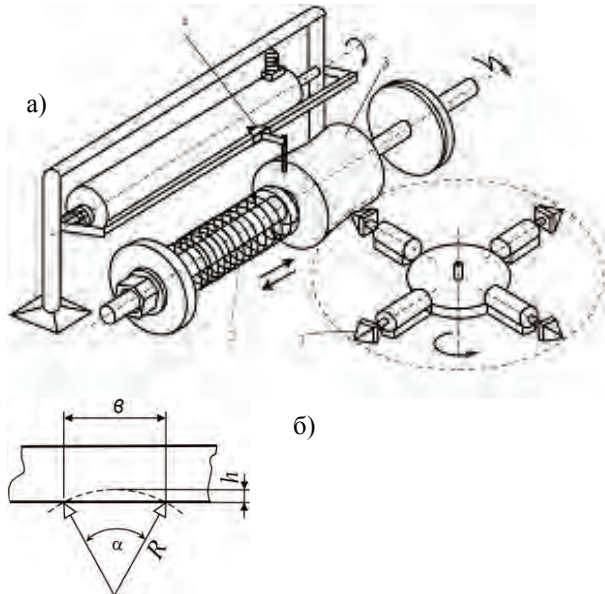


Рис. 1. Схема установки для исследования фрикционно-механического взаимодействия рабочих элементов валцов с древесиной: а) схема установки: 1 – образец; 2 – пружина; 3 – контрообразец; 4 – самописец; б) схема для расчета ширины контрообразца

Пружина, обеспечивающая сопротивление движению контрообразца, подбиралась с учетом выполнения следующего условия

$$F_{\text{тяг. макс}} > F_{\Sigma}, \quad (2)$$

где  $F_{\text{тяг. макс.}}$  - тяговое усилие вальца;  $F_{\Sigma}$  - сила суммарного сопротивления силам резания и трения при перемещении бревна в эксплуатационных условиях.

Тяговое усилие и сила сопротивления движению определялись по формулам:

$$F_{\text{тяг. макс}} = \mu P_{\text{пр}}, \quad (3)$$

$$F_{\Sigma} = x c, \quad (4)$$

где  $P_{\text{пр}}$  - сила прижима образца к контрообразцу, Н;  $c$  - жесткость пружины, Н/мм;  $\mu$  - максимальное значение коэффициента сцепления шипа с древесиной,  $\mu = 1$ ;  $x$  - величина деформации пружины, мм.

С учетом того, что тяговое усилие, вальцовых механизмов подачи в 1,3...1,5 раз превышает суммарное сопротивление сил резания и трения уравнение (3.5) можно записать в виде:

$$\frac{1}{3} \mu P_{\text{пр}} = x c. \quad (5)$$

Откуда необходимая жесткость используемой при испытаниях пружины составляет

$$c = \frac{\mu P_{\text{пр}}}{3 x} \quad (6)$$

Данная схема испытаний реализована на базе установки [2, 3] модернизированной примени-

тельно к условиям фрикционно-механического контакта шипов с перемещаемыми заготовками.

Работа установки (рис. 2) осуществлялась следующим образом. От электродвигателя 1 через муфту 2, цилиндрический редуктор 21, редуктор 3 и муфту 4 крутящий момент передается на звездочку цепной передачи 5 и коническую шестерню 6. С помощью конической передачи вращение передается вертикальному валу и установленной на нем крестовине 20, в цапговых патронах которой закреплены образцы, нагруженные тарированными пружинами 19. Частота вращения крестовины составляла 3,9 об/мин, что достигалось дополнительной установкой цилиндрического редуктора (тип ЦУ - 200 с передаточным отношением  $i = 6,3$ ).

Поворот контрообразца 17 осуществляется через цепную передачу, кулачок 8, храповое колесо 10, редуктор 14, вал 16. С помощью храпового механизма регулируется угол поворота контрообразца. Синхронность поворота контрообразца 17 и крестовины 20 достигается равенством передаточных отношений цепной 5 и конической 6 передач.

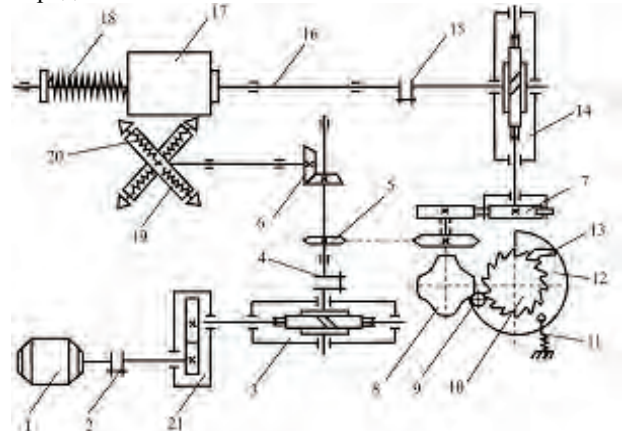


Рис.2. Кинематическая схема привода установки: 1- электродвигатель; 2,4,15 - муфта; 3,14 - редуктор; 5 - цепная передача; 6 - коническая передача; 7 - зубчатая передача; 8, 9, 10,11,12, 13 - элементы механизма дискретного поворота; 16 - вал; 19 - нагружающие пружины; 20 - крестовина.

Общий вид установки показан на рисунке 3.

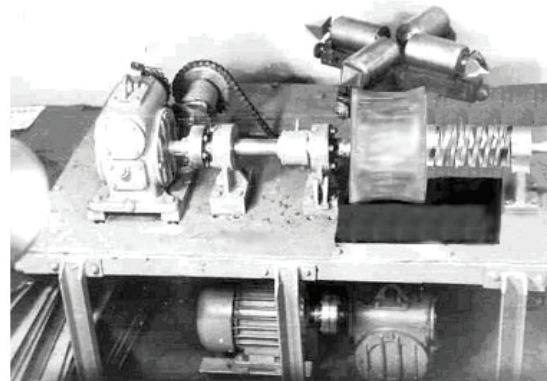


Рис.3. Установка для определения значения величины сцепления рабочих элементов валцов с древесиной.

Максимальное значение предельного смещения контробразца движущимся шипом характеризовала силу сцепления. Для оценки степени сцепления предложен обобщенный показатель, называемый коэффициентом фрикционно-механического сцепления  $k$ , который определялся следующим образом:

$$k = \frac{x}{b}, \quad (7)$$

где  $x$  – максимальная величина деформации пружины при единичных испытаниях, мм;  $b$  – ширина контробразца, мм.

При этом максимальное смещение контробразца, если исследуемый шип перемещал контробразец на всю его ширину, соответствовало величине коэффициента фрикционно-механического сцепления, равного 1.

В соответствии с описанной методикой устанавливались зависимости геометрической формы образцов на силу фрикционно-механического сцепления с перемещаемой древесиной различных пород, в условиях изменяющейся влажности и температуры. Кроме того, определялось влияние степени изношенности образцов на динамику коэффициента фрикционно-механического сцепления при нормальной внешней нагрузке и увеличенном давлении на шипы.

**Результаты.** В результате исследования условий фрикционно-механического взаимодействия шипов подающих вальцов и обрабатываемых заготовок установлено влияние геометрической формы заглубляемых образцов на величину коэффициента сцепления при перемещении древесины хвойных и лиственных пород в условиях изменяющейся влажности и температуры.

1. Отмечено, что с увеличением плотности древесных пород значения коэффициента сцепления снижаются. Изменения величины коэффициента сцепления в сторону увеличения наблюдаются при повышении влажности древесины до 50 - 60% , после чего происходит его стабилизация, так как свободная влага выполняет смазывающее действие.

2. При фрикционно-механическом контакте с мерзлой древесиной коэффициент сцепления уменьшается примерно в два раза, по сравнению с

той же древесиной при положительных температурах, что связано с увеличением прочности древесины при замерзании.

3. При различных условиях испытаний шипы с параболической формой боковых поверхностей, соответствующей форме «естественного износа» показали наиболее высокие значения коэффициента сцепления по сравнению с образцами, выполненными в форме трехгранной и четырехгранной пирамиды, что подтверждает теоретические выводы о рациональной форме этих шипов.

4. Установлена динамика изменения коэффициента сцепления в зависимости от величины износа исследуемых образцов. С увеличением износа образцов коэффициент сцепления снижается для всех исследуемых шипов, так как происходит формоизменение их рабочих поверхностей. Однако образцы, выполненные в форме «естественного износа» в течение всего периода испытаний показали более высокие значения коэффициента сцепления, так как в процессе изнашивания эти шипы в течение длительного времени сохраняют первоначальную форму. Следовательно, такая форма позволяет повысить ресурс работы шипов в режиме нормального изнашивания.

5. В процессе исследования влияния прилагаемой нормальной нагрузки на величину сцепления изношенных образцов, установлено, что увеличение коэффициента сцепления при повышении нагрузки возможно только в случае, если шипы не достигли предельного износа или максимальной величины заглубления.

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, 2014, № 1 (1), С. 44-49.

3. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Возможности и перспективы повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2013. № 5 (335). С. 10-13.

4. Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Особенности изнашивания конструкционных и инструментальных материалов древесиной и композитами на ее основе // Актуальные направления научных исследований XXI века: теория и практика. 2015. Т. 3. № 9-2 (20-2). С. 222-225.

## АНИЗОТРОПИЯ ТЕРМИЧЕСКОГО КОЭФФИЦИЕНТА ЛИНЕЙНОГО РАСШИРЕНИЯ В МНОГОСЛОЙНОМ СТАЛЬНОМ МАТЕРИАЛЕ

А.И. Плохих, М.Д. Сафонов

Московский Государственный Технический Университет им. Н.Э. Баумана  
(Национальный Исследовательский Университет), Москва, Россия; [plokhikh@bmstu.ru](mailto:plokhikh@bmstu.ru)

В работе представлены результаты исследования анизотропии термического коэффициента линейного расширения (ТКЛР), который был обнаружен в многослойном металлическом материале, изготовленном методом горячей пакетной прокатки, на основе сталей. Установлено, что материал, состоящий из чередующихся между собой слоев, имеет аномально низкие значения ТКЛР в направлении перпендикулярном к плоскости проката (ND) и одновременно с этим, нормальные значения ТКЛР, в плоскости этого же листового материала в направлениях RD и TD.

### Постановка задачи исследования

Создание перспективных образцов современной техники требует использования материалов, способных самостоятельно адаптироваться к внешним воздействиям. Воздействиями, приводящими к резкому изменению характеристик материала, является внешняя нагрузка, температура, давление, влажность и ряд других факторов. Под их влиянием материал в динамическом режиме способен подстраиваться к внешним условиям и регулировать собственный отклик для получения оптимальных эксплуатационных характеристик. Такие материалы, по нашему мнению, можно условно разделить на «активные» и «пассивные». Первые, совершают вынужденные действия при подаче внешнего сигнала из центра управления [1], адаптивная же реакция вторых, является результатом самостоятельного изменения свойств под действием внешних условий. «Пассивные» материалы, обладая нелинейными деформационными или тепловыми характеристиками, способны также адаптивно реагировать на внешнее воздействие. Такие эффекты свойственны в основном композиционным материалам и являются результатом взаимодействия локальных микроскопических полей упругих напряжений, что не встречается в материалах с однородной структурой.

Изучением теоретических аспектов создания таких композиционных материалов занимались многие исследователи, что стало результатом обнаружения ряда интересных эффектов в композитах, а также привело к активизации работ по поиску материалов с отрицательным коэффициентом Пуассона и ТКЛР [2-5].

Анализ результатов многочисленных исследований показывает, что инварный эффект является многогранным, достаточно часто встречающимся в природе явлением [6]. Примером этому, является хорошо изученное соединение  $ZrW_2O_8$ , имеющее отрицательный ТКЛР изотропного характера, во всем температурном интервале своего существования [7].

Применение пластической деформации, приводящее к формированию текстуры, позволило обнаружить инварные аномалии в ряде цветных сплавов на основе титана и меди, при условии протекания

в них мартенситного превращения [8,9].

Результаты последних исследований в этом направлении, показывают перспективу получения широкого спектра конструкционных материалов, которые могут обладать отрицательными значениями ТКЛР на основе текстурованных материалов претерпевающих мартенситное превращение, включая стали [10].

Известны работы по созданию математической модели, в соответствии с которой, ТКЛР может иметь отрицательные значения в материалах со слоистым строением на основе бинарных (иридий + инвар) либо тройных (иридий + вольфрам + инвар) композиций металлов. Основным критерием при выборе материалов для композиций, является значительная разница в модуле нормальной упругости и значении ТКЛР, которая может отличаться в 4 -5 раз [5]. Однако технологические аспекты, связанные с совместимостью подобных материалов, влияние межслойной диффузии легирующих элементов, способность к созданию неразрывной связи между слоями, благодаря которой стало бы возможным проявление указанного эффекта, рассмотрены не были.

Поэтому актуальной, является задачи реализации разработанных подходов для материалов, имеющих особое многослойное строение, но которые были бы получены на основе доступных и технологичных материалов, например сталей.

### Материалы и методы исследования

Исходя из представленных соображений, в качестве модельной, была выбрана композиция, состоящая из сталей 08кп и 08X18N10. Первичные композитные заготовки состояли из 100 чередующихся между собой листов указанных сталей толщиной 0,5 мм, по 50 каждой марки соответственно. По разработанному ранее экспериментальному технологическому маршруту включающему, мерную резку заготовок из листов, обработку их поверхности, сборку нарезанных листов в пакет, вакуумирование пакета и последующее пластическое деформирование методом горячей прокатки при температуре 1000°C, были получены заготовки полосового сортамента шириной 100 и толщиной 10 мм [11,12].

Полученные после первого цикла полосы толщиной 10 мм были докатаны до толщины 2 мм, зачищены, собраны в пакет, и в соответствии с описанным выше технологическим маршрутом, прошли второй цикл обработки, путем проведения горячей пакетной прокатки, до толщины 10 мм.

Для проведения дилатометрических исследований из горячекатаной полосы были вырезаны образцы одинаковой длины равной 10 мм, которая соответствовала толщине проката. Образцы вырезались в трех направлениях: в вдоль направления проката (RD), в плоскости проката (TD) и в направлении перпендикулярном плоскости проката (ND).

Таким образом, объекты исследования имели разное структурное строение - после первого цикла это были стослойные образцы, которые имели толщину единичного слоя равную 100 мкм (рис. 1а), а после второго цикла, когда количество слоев составляло около 2000 шт., толщина слоя в образце не превышала 5 мкм (рис. 1б).

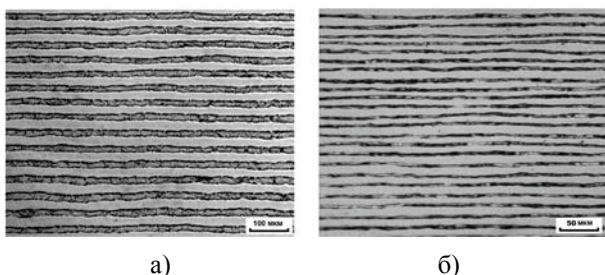


Рис. 1. Микроструктура поперечного сечения многослойного материала после первого (а) и второго (б) цикла изготовления.

Измерения были выполнены на дилатометре DIL-402С производства фирмы «Netzsch» (Германия) с держателем и толкателем из корунда в интервале температур от 20 до 1200°C при нагреве и охлаждении печи со скоростью 5 град/мин в атмосфере технически чистого аргона. Температура измерялась платина-платинородиевой термопарой (тип S), расположенной в непосредственной близости от образца, с погрешностью не превышающей 5°C. Учитывая тот факт, что длина образцов не превышала 10 мм, для тарировки прибора и получения базовой линии дилатометра, использовался самостоятельно изготовленный эталон из сплава «пирос» длиной 10 мм и диаметром 6 мм.

### Результаты исследований и обсуждение

Проведенное дилатометрическое исследование показало (рис. 2), что исследуемый многослойный материал имеет аномалию теплового расширения ( $\Delta L/L$ ) в направлении перпендикулярном к плоскости проката ND. Вместе с этим, в плоскости этого же многослойного материала, в направлениях RD и TD, ход дилатометрических кривых, с незначительными отклонениями, совпадает с трендом термического расширения стали 08X18H10.

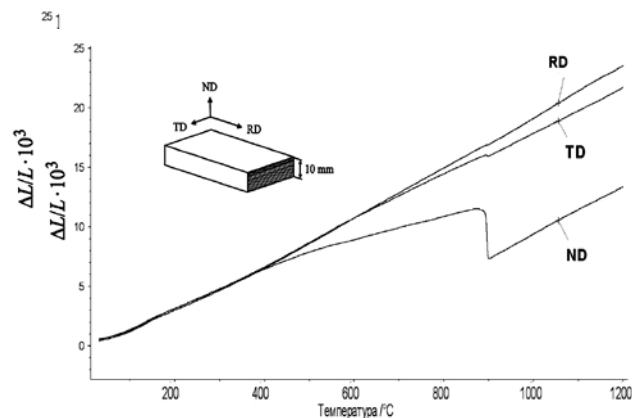


Рис. 2. Зависимость относительного удлинения при нагреве многослойного материала 08X18+08кп в направлениях RD, TD и ND (образец толщиной 10 мм, кол-во слоев 100)

Можно видеть, что аномалия в направлении ND начинает проявляться при температуре 400°C, что совпадает с началом освобождения дислокаций от атмосфер примесных атомов в низкоуглеродистых сталях. При этом, если изменение относительного удлинения, обусловленное  $\alpha \rightarrow \gamma$  переходом в стали 08кп, отчетливо фиксируется на дилатометрической кривой ND, то на дилатометрических кривых соответствующих направлениям RD и TD, этот переход практически не заметен.

Еще более сильные изменения происходят в исследуемом материале после реализации двух технологических циклов обработки. На рис. 3 можно видеть, что изменился сам характер дилатометрической кривой ND. Отклонение от «базового» тренда дилатограмм RD и TD наблюдается уже при более высоких температурах. Одновременно с этим произошло уменьшение абсолютных значений ТКЛР не только направления ND, но и в направлениях RD и TD (см. табл. 1).

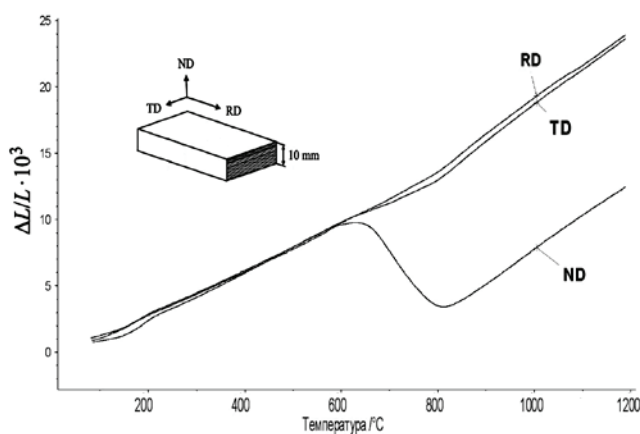


Рис. 3. Зависимость относительного удлинения при нагреве многослойного материала 08X18+08кп в направлениях RD, TD и ND (образец толщиной 10 мм, кол-во слоев 2000)

Таблица 1 Термический коэффициент линейного расширения композиции 08X18H10+08кп,  $\alpha$ ,  $10^{-6} 1/^\circ\text{C}$

Направление	Температурные интервалы, от 20°C										
	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
	100 слоев, толщина слоя 100 мкм										
RD	14,4	15,2	16,1	17,0	17,8	18,3	18,6	18,8	19,1	19,5	19,6
TD	14,6	15,2	16,1	17,0	17,6	17,8	17,9	17,6	17,7	17,8	17,9
ND	15,0	15,5	15,8	15,5	14,6	13,9	13,3	<b>7,8</b>	<b>9,1</b>	<b>10,1</b>	<b>10,9</b>
	2000 слоев, толщина слоя 5 мкм										
RD	11,6	12,0	12,3	12,6	13,2	13,3	13,7	14,7	15,4	15,8	16,2
TD	11,7	11,8	12,3	12,6	13,0	12,7	12,9	14,1	14,9	15,4	15,8
ND	11,9	12,4	13,0	13,5	13,1	7,8	<b>3,1</b>	<b>4,4</b>	<b>6,1</b>	<b>7,3</b>	<b>8,3</b>

Образцы после завершения первого технологического цикла, в направлении ND, имеют минимальное значение ТКЛР, равное  $7,8 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$ , которое соответствует температуре окончания  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения (около  $900^\circ\text{C}$ ), и возрастает до значения  $10,9 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$  при  $1200^\circ\text{C}$ . Образцы прошедшие второй технологический цикл изготовления, в направлении ND имеют минимальное значение ТКЛР, равное  $3,1 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$ , которое также соответствует температуре окончания  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения (около  $800^\circ\text{C}$ ), и возрастает до значения  $8,3 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$  при  $1200^\circ\text{C}$ . Изменение температуры  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения, как показывают проведенные исследования, связано с протеканием выравнивающей межслойной диффузии, в первую очередь хрома [13].

Обнаруженный эффект может быть объяснен следующим образом. Учитывая, что  $\alpha \rightarrow \gamma$  переход в процессе нагрева стали 08кп, происходит с уменьшением параметров кристаллической решетки, можно предположить, что усиление этого сжатия связано с наложением напряжений со стороны расширяющихся слоев стали 08X18H10. При этом такое же сильное действие, но уже растягивающего свойства со стороны слоев стали 08X18H10, напряжения оказывают на слои стали 08кп в направлениях RD и TD, что, вызывает практически полную компенсацию сжатия, обусловленную  $\alpha \rightarrow \gamma$  переходом.

### Заключение

Таким образом, в результате проведенных исследований показано, что действительно, формирование многослойной структуры способно оказать влияние на значения ТКЛР, особенно в перпендикулярном к плоскости материала направлении. Однако, уменьшение абсолютных значений коэффициента, обусловлено благоприятным сочетанием условий реализуемых при нагреве, а именно совпадением знака сжимающих напряжений стали 08X18H10 с уменьшением параметров решетки стали 08кп.

При этом важным остается сам факт значительной анизотропии температурной зависимости ТКЛР многослойного стального материала, что может предполагать его избирательное, адаптивное поведения при использовании в узлах и устройствах

требующих термической компенсации в процессе эксплуатации.

1. Гуляев И.Н., Гуняев Г.М., Раскутин А.Е. Полимерные композиционные материалы с функциями адаптации и диагностики состояния // Авиационные материалы и технологии. 2012. №5. С. 242-253.
2. A. Bensoussan, J.-L. Lions and G. C. Papanicolaou, Asymptotic Analysis for Periodic Structures, North Holland, Amsterdam, 1978.
3. E. Sanchez-Palencia, Nonhomogeneous Media and Vibration Theory, Lecture Notes in Physics 127, 1980.
4. Almgren R.F. An isotropic three-dimensional structure with Poisson's ratio. J. of Elasticity, 1985, v. 15, pp. 427-430.
5. Колпаков А. Г., Ракин С.И. К задаче синтеза композиционного материала одномерного строения с заданными характеристиками // Прикладная механика и техническая физика, 1986, № 6, с 143-150
6. Хоменко О.А. Происхождение и особенности инварных аномалий физических свойств. Fe-Ni сплавы с ГЦК-решеткой // Физика металлов и металловедение, 2007, том 104, №2, с. 155-165
7. Mary, T. A., Evans, J. S. O., Vogt, T. & Sleight, A. W. Negative thermal expansion from 0.3 K to 1050 K in  $\text{ZrW}_2\text{O}_8$ . Science 272, 90-92 (1996).
8. Y. Wang, J. Gao, H. Wu, S. Yang, X. Ding, D. Wang, X. Ren, Y. Wang, X. Song, J. Gao, Strain glass transition in a multifunctional b-type Ti alloy, Sci. Rep. 4 (2014).
9. Kainuma, R., Wang, J. J., Otori, T., Sutou, Y., & Ishida, K. Invar-type effect induced by cold-rolling deformation in shape memory alloys. Appl. Phys. Lett. 80, 4348-4350 (2002).
10. J. Monroe, D. Gehring, I. Karaman, R. Arroyave, D. Brown, B. Clausen, Tailored thermal expansion alloys, Acta Mater. 102 (2016) 333-341.
11. Kolesnikov A. G., Plokhikh A.I., Komissarchuk Yu. S., Mikhailov I. Yu A study of special features of formation of submicro- and nanosize structure in multilayer materials by the method of hot rolling // Metal Science and Heat Treatment. V.52, (2010), N.5-6, p. 273-278.
12. Колесников А.Г., Плохих А.И., Михальцевич И.Ю. Исследование возможности получения субмикронной и наноразмерной структуры в многослойных материалах методом горячей прокатки // Производство проката. 2010. № 3. С. 25-31.
13. Плохих А. И., Власова Д.В., Ховова О.М., Полянский В.М. Исследование влияния диффузионной подвижности легирующих элементов на стабильность структуры многослойных металлических материалов // Наука и образование: электронное научно-техническое издание.-2011.-№11, Эл. № ФС 77-30569, № гос. регистрации 0421100025, страница размещения: <http://technomag.edu.ru/doc/262116.html>



## ЗАЩИТА ГОРНОРУДНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ОТ ИЗНОСА И НАЛИПАНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД: СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

П.А. Побегайло<sup>1</sup>, Л. Папич<sup>2</sup>, И.В. Гадолина<sup>1</sup>, Силова Т.В.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; petrp214@yandex.ru

<sup>2</sup>Исследовательский центр управления надежностью и качеством, г. Чачак, Сербия

В настоящем докладе представлена авторская оценка вопросов износа горных машин и налипания к элементам горнорудного оборудования. В качестве примера указанного класса машин взяты экскаваторы. Установлено, что основные исследования по указанным вопросам были выполнены в 60-80-ые годы прошлого века и нуждаются как в перепроверке, так и в уточнении и развитии.

**Ключевые слова:** износ горнорудного оборудования; налипание горных пород к элементам горнорудного оборудования; экскаваторы

**Введение.** В успешной жизнедеятельности человечества горные машины играют существенную роль, ведь только за счёт добычи полезных ископаемых обеспечивается высокий уровень жизни части населения и выживаемость всего общества.

Обязательным условием надёжной работы горных машин и получения максимального экономического эффекта от их применения является обеспечение высокой износостойкости деталей, узлов и элементов, т.к. вследствие износа теряется работоспособность большинства частей и органов машин (до 90%).

Кроме износа существенно негативное влияние на производительность горных машин оказывает и налипание разрабатываемой горной массы на рабочие органы, металлоконструкции перегрузочных устройств, конвейерные линии и пр.

Все это приводит к существенным финансовым затратам и преувеличенно большому числу рабочих - ремонтников.

**Износ.** Исследования износа в прикладных задачах опираются на фундаментальные труды отечественных ученых. Многие из них занимались непосредственно и вопросами износа горных машин.

Существенный интерес вызывают примыкающие к этим работам труды в области строительно-дорожных машин.

Вопросам износа элементов различных экскаваторов посвятили свои труды многие Советские и Российские ученые, например [Зимин А.И., Лещинер В.Б., Петров И.В., Рейш А.К. и др.].

Анализ работ [1 – 6 и др.] по теме износа элементов различных экскаваторов позволяет сказать следующее.

Как известно, износ зубьев ковшей экскаваторов приводит к снижению их производительности на 20-30% из-за увеличения усилия резания пород почти в 2 раза. Ежегодные расходы, связанные с заменой изношенных рабочих органов, составляют от 1 до 5% стоимости машины. Применяются меры по повышению надежности и долговечности рабочих органов экскаваторов это: термические и термохимические способы (закалка; поверхностная закалка; цементация, цианирование, азотирование); механическая обработка (дробеструйный наклеп, накатка роликами, наклеп взрывом);

нанесение электролитических покрытий (хромирование, осталивание); наплавки износостойких сплавов (электронаплавка, газопламенная наплавка, термитная наплавка). Для получения прочного наплавочного слоя применяют в основном многокомпонентное легирование (иногда дешевле и проще для наплавки использовать высокоуглеродистые и высокохромистые износостойкие болты).

Необходимо иметь в виду, что форма наплавки зубьев выбирается в соответствии с динамичностью абразивного изнашивания. При незначительной динамичности, когда наблюдается явление самозатачивания, наплавке подвергается верхняя часть зуба. При коэффициенте динамичности 1,5 - 2, когда радиус затупления возрастает, рекомендуется осуществлять корончатую наплавку зуба. Для повышения износостойкости {до 15%} применяется легирование стали зубьев ковша хромом, титаном и ванадием.

Интерес представляют отдельные попытки применения композиционных наплавочных материалов, что увеличивает долговечность зубьев в 2,5 раза, что, тем не менее, не всегда экономически оправдано.

Ковши экскаваторов непрерывного действия обычно оборудуются унифицированными зубьями из стали 40Х трех типоразмеров, каждый из которых подразделяется на два вида: зубья, упрочненные закалкой или наплавкой электродом Т-620 и применяемые для разработки талых грунтов, и зубья, оснащенные пластинами твердого сплава ВК-15. Максимальное расчётное давление на поверхность нового зуба составляет 150 МПа, среднее - 50 - 75 МПа.

Зубья многоковшовых экскаваторов имеют срок службы от нескольких часов и до нескольких месяцев [1 - 3, 5 и др.]. Считается, что наиболее эффективны зубья с напайкой высокотемпературным припоем пластин карбида вольфрама.

По данным на конец 80-ых годов зарубежные фирмы применяли существенно более дорогие (чем в СССР) материалы для зубьев ковшей (с высокой прочностью до 1500 МПа; с пределом текучести до 1000 МПа с повышенной ударной вязкостью; из высокомарганцовистых сталей с присадкой никелем; известны предложения о сплавах со связкой в виде целлюлозы и т.д.).

Отечественные авторы указывали в то же время, что материалы для армирования инструментальных машин должны иметь твердость не менее 12 ГПа и предел прочности при изгибе - не менее 1,8 ГПа.

Ковши одноковшовых экскаваторов с механическим приводом без зубьев с полукруглой кромкой часто изготавливали из стали 35ГЛ или 25Л с последующей износостойкой наплавкой. При работе ковша подобного строительного экскаватора в тяжелых условиях износ козырька ковша составляет в среднем 70 мм через 500 часов работы. Далее скорость изнашивания несколько замедляется в связи с затуплением козырька. Средний износ козырька за 2000 часов работы достигает 150 мм. Скорость изнашивания изменяется в пределах 30 - 150 мкм/ч. Необходимо отметить, что срок службы ковша, определяется в основном долговечностью его передней стенки и в тяжелых условиях работы составляет 1 - 2 года; при средних и легких условиях - соответственно 3 - 4 и 5 - 6 лет.

Долговечность зубьев ковша экскаватора колеблется в значительных пределах в зависимости от условий работы. Так, при разработке мерзлого и скального грунта предельный износ наступает через 3 - 4 суток, а при работе в легких условиях - через 4 месяца и более. Для зубьев ковшей характерна определенная форма износа, сохраняющаяся в течении всего времени их работы и зависящая от типа грунта: при работе на мелкодисперсных грунтах, обладающих высокой абразивностью, зуб заостряется, на крупнокусковых - затупляется. Существенно тут и влияние схемы принятой наплавки.

На Рис.1 показан зуб экскаватора SRs 1200, эксплуатируемого на открытой угольной разработке Колубара, Сербия до эксплуатации и после значительного износа. Деталь является сменной, при этом долговечность по износу не представляется достаточной.



Рис.1. Зуб экскаватора до и после эксплуатации.

Для исследования надежности был разработан метод оценки вариабельности коэффициента готовности  $K_g$  [3]. На Рис.2 показано распределение

коэффициента готовности для системы копания МКМ, построенное с применением разработанного метода.

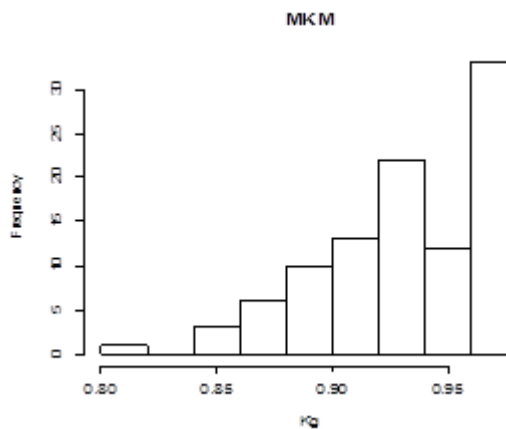


Рис.2. Распределение коэффициента готовности системы копания материала МКМ

Проявлением абразивного изнашивания является появление царапин глубиной до 4 - 5 мм и длиной до 40 - 50 мм и выровов глубиной до 3 - 5 мм площадью до 8 - 12 квадратных мм. Остальная площадь зуба покрыта макро- и микроцарапинами и вырывами глубиной до 0,2 мм. При полном износе зубьев угол их заострения увеличивается в 2 - 2,5 раза. Также имеет место и наклеп.

По мнению Зимина А.И. [1] абразивное изнашивание исполнительных органов происходит, чаще всего, в результате малоциклового усталости при пластическом фрикционном контакте изнашиваемой поверхности с частицами абразива. Считают, что с достаточной для практики точностью можно считать, что объемный износ не зависит от нагрузки при высоких её значениях.

Для одноковшовых экскаваторов с механическим приводом выявлено, что между удельным износом и интенсивностью изнашивания существует линейная зависимость, а закономерности, установленные для удельного износа, будут справедливы и для интенсивности изнашивания и т.д., и др.

Существенно влияние на интенсивность изнашивания и такой механической характеристики материала как его твердость (эмпирическая связь для твердых сплавов выражается степенной функцией, в которой показатель степени близок к минус 5).

Заметим, что материалы двух предшествующих абзацев легитимны только в том случае, когда абразивом является кварц и взаимодействие между материалом и абразивом происходит без ударных нагрузок.

**Налипание.** Исследования проблемы налипания горной массы к рабочим органам в прикладных задача опираются на фундаментальные труды советских и российских ученых, например на ра-

боты Зимона А.Д., Калачёва В.Я., Сергеева Е.М. и др.

Вопросам прикладных проблем налипания посвящены, в частности, работы [2, 4, 5, 7, 8].

В результате налипания горных пород на стенки перегрузочных устройств их пропускная способность уменьшается в среднем на 20 - 50%. Годовые простои комплексов непрерывного действия, связанные с очисткой узлов от налипших пород, колеблются от 100 до 250 часов, доходя иногда и до 700 часов, что существенно снижает коэффициент готовности [4, 5, 7, 8 и др.]. Весьма велико влияние и налипшего грунта к стенкам ковшей, что оказывает большое влияние на процесс их опорожнения. Полезная вместимость ковшей роторных экскаваторов при этом снижается на 30%. Объем налипшего грунта к ковшам одноковшовых экскаваторов драглайнов составляет в среднем 15 - 35% расчётной вместительности. Продолжительность очистки ковша от грунта изменяется от 1,5 до 3 часов в сутки в зависимости от типоразмера драглайна. Налипание оказывает существенное влияние и на производительность всего горнотранспортного оборудования - так известно, что из-за налипания производительность локомотивного состава и автосамосвалов снижается до 20%.

В настоящее время известны различные подходы в области защиты металлоконструкций горнодобывающего оборудования от налипания: механические (скребки и щетки, вибрационные и упругие покрытия); термические (обогревательные устройства); электрофизические (устройства с использованием электроосмоса); химические (гидрофобные жидкие и твердые покрытия). Однако в основном все эти идеи так и не нашли своего активного (массового) применения и внедрения на отечественной технике.

К концу 80-ых годов прошлого века было предложено использовать для облицовки рабочих узлов отечественных машин гидрофобные и износостойкие пластмассы на основе сверхвысокомолекулярных полиэтиленов низкого давления (супрален; отечественный пластик "Компонор РЕЗ-03" и т.п.). Однако и они не были широко внедрены в отечественную практику горных работ.

Сегодня известны основные требования к полимерным облицовкам, рекомендуемым к использованию для защиты горнодобывающего оборудования от налипания грунта и износа. Они должны обладать гидрофобностью (слабым водопоглощением), низким коэффициентом трения,

высокой износостойкостью и ударопрочностью, хорошей химической стойкостью, стойкостью к растрескиванию под напряжением, устойчивостью при низких температурах.

**Заключение.** В настоящей работе представлена оценка современного состояния вопросов об износе элементов горных машин и о налипании к ним горной массы.

Проведен анализ вариабельности коэффициента готовности для системы копания материала (износ зубьев).

Установлено, что проблемы до конца не решены, многие положения, по-видимому, существенно устарели и нуждаются как минимум в проверке и уточнении. Также следует рассмотреть вопрос о целесообразности проведения новых экспериментальных работ. Вполне возможно, что универсальных решений для практики не существует, либо они лежат вне традиционной парадигмы.

Учитывая появление новых материалов, новых машин и изменений условий хозяйствования исследования направленные на улучшение качества горных машин нуждаются в существенной интенсификации.

1. Зимин А.И. Повышение долговечности и прогнозирование сроков службы деталей машин. Свердловск: КпПИИТпСОС НТО, 1982. 64 с.

2. Рейш А.К. Повышение износостойкости строительных и дорожных машин. М.: Машиностроение. 1986. 183 с.

3. Гадолина И.В., Папич Л. Оценка долговечности по износу и пути повышения надежности зубьев роторного экскаватора / Сборник трудов XV Международной научно-технической конференции «Чтения памяти В.Р.Кубачека». Екатеринбург, 2017. с. 418-421.

4. Зайнетдинов Р.И., Плохих И.В. Уточненная оценка и прогнозирование функции готовности поезда "Сапсан" на основе имитационного моделирования процесса эксплуатации // Транспорт: наука, техника, управление, 2012, N 12, с. 11-19.

5. Кузнецов В.Г., Туголуков А.В. Защита горнодобывающего оборудования от износа и налипания горных пород // Промышленность строительных материалов. Промышленность нерудных и неметаллорудных материалов / Обзорная информация. 1988. Сер. 7. Вып. 1. 52 с.

6. Барон Л.И., Кузнецов А.В. Абразивность горных пород при добычании. М.: АН СССР, 1961. 168 с.

7. Гужовский В.В. и др. Роторные комплексы для работы в суровых климатических условиях. Горное оборудование (ЦНИИТЭИтяжмаш), № 33, 1980. 50 с.

8. Кузнецов В.Г. и др. Повышение производительности роторных комплексов и драглайнов за счёт уменьшения налипания грунта: обзор. М.: ЦНИИТЭИтяжмаш, 1991. 36 с.

## НЕКОТОРЫЕ СХЕМЫ ПРОВЕДЕНИЯ ТВЕРДОФАЗНОГО СИНТЕЗА ПЬЕЗОКЕРАМИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ НИОБАТА КАЛИЯ – НАТРИЯ

С.Г. Пономарев<sup>1</sup>, А.Д. Смирнов<sup>2</sup>, В.П. Тарасовский<sup>2</sup>, А.А. Холодкова<sup>2,3</sup>

<sup>1</sup>Московский политехнический университет, Москва, Россия; [s.ponomarev@mami.ru](mailto:s.ponomarev@mami.ru)

<sup>2</sup>Московский политехнический университет, Москва, Россия

<sup>3</sup>Московский государственный университет, Москва, Россия

Сравниваются несколько схем проведения твердофазного синтеза пьезокерамических материалов на основе сложного оксида ниобата калия – натрия. Рассматриваются различные способы контроля протекания реакции синтеза. Проводится сравнение свойств образцов пьезокерамики, полученных из этих материалов.

**Ключевые слова:** пьезокерамические материалы, ниобат калия – натрия, твердофазный синтез, аномальное термическое расширение

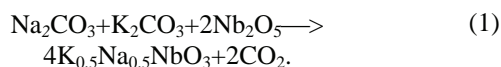
### Введение

В настоящее время пьезокерамические материалы на основе цирконата – титаната свинца (PZT) является наиболее востребованными. Однако в силу экологических ограничений, введенных в последние десять лет [1], появилась потребность в разработке пьезокерамических материалов, не содержащих свинец. Самым перспективными считаются материалы системы ниобатов калия-натрия (KNN) [2]. Эти материалы дороги и керамика, получаемая на их основе, обладает меньшей пьезоактивностью, чем керамика на основе ЦТС. За последние несколько лет число работ по системе KNN значительно выросло и уже получены (см.[3]) составы, из которых удалось изготовить образцы керамики, обладающей пьезоактивностью, сопоставимой с аналогичными значениями для керамики на основе ЦТС. Основным способом получения материалов системы KNN является твердофазный синтез.

Цель данной работы состоит в том, чтобы проанализировать применимость различных схем твердофазного синтеза пьезокерамического материала системы KNN.

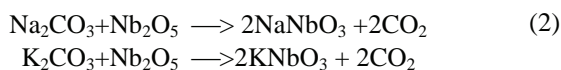
### Схемы твердофазного синтеза материала системы KNN.

Традиционно синтез сложного оксида  $K_{0,5}Na_{0,5}NbO_3$  проводится твердофазным методом из смеси порошков карбонатов натрия  $Na_2CO_3$ , калия  $K_2CO_3$  и оксида ниобия  $Nb_2O_5$  (далее сх.1).



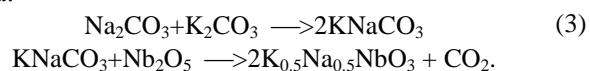
При термообработке в результате взаимной диффузии элементов образуются твердые растворы ниобатов калия  $KNbO_3$  и натрия  $NaNbO_3$ .

Возможна схема синтеза (сх.2) материала KNN через предварительный синтез прекурсоров  $KNbO_3$  и  $NaNbO_3$ .



В следующей схеме (сх.3) синтез на первом этапе получаем соединение  $KNaCO_3$ , которое ис-

пользуем в смеси с  $Nb_2O_5$  (аналогично сх.1) для твердофазной реакции получения нужного материала:



Следующая схема (сх.4) синтеза основана на том, что в реакции участвуют растворимые и нерастворимые в воде соединения. При этом растворив карбонаты в воде, мы получаем наибольшую степень диспергирования веществ. В водный раствор  $KNaCO_3$  в соответствии с молярным соотношением для реакции (1) вводился порошок  $Nb_2O_5$ , на частицы которого осаждается  $KNaCO_3$ . В результате получалась смесь компонентов с высокой степенью гомогенности, причем на поверхности частицы оксида  $Nb_2O_5$  образовывался тонкий слой карбоната  $KNaCO_3$ . Далее выполнялись манипуляции как в сх.1.

При реализации каждой схемы синтеза использовались порошки квалификации не ниже «ХЧ».

Средний размер частиц компонентов составлял 2 - 4 мкм. Смеси порошков компактировались в виде цилиндров диаметром  $d_0=13$  мм и высотой  $L_0=4$  мм при давлении 100 МПа.

При термообработке, начиная с некоторого момента, компактированный материал (далее компакт) начинает увеличиваться в размерах. Вероятно, это можно объяснить следующим образом. В компакте частицы оксида ниобия образуют плотный каркас, в порах которого находятся частицы карбонатов. Атомы щелочных металлов диффундируют в частицы оксида ниобия с образованием ниобатов, которые имеют больший удельный объем, чем исходные частицы оксида. Это приводит к расширению всего компакта в целом. Этот процесс подробно описан в [4] на примере синтеза материала системы PZT. Окончание синтеза сопровождается частичным «припеканием» отдельных частиц между собой и как следствие, наблюдается усадка компакта.

Для контроля процесса протекания твердофазного синтеза можно использовать величину:

$$K_{TR}(T) = d_1 / d_0 - 1, \quad (4)$$

где  $d_0$  – линейный размер образца при комнатной температуре,  $d_l$  – размер образца при некоторой температуре  $T$  [4].

### Результаты экспериментов.

В табл. 1 представлены результаты экспериментов по предложенным выше схемам. Для контроля состояния конечного продукта использовался рентгенофазовый анализ (РФА). Здесь приводится

Таблица 1. Результаты экспериментов.

Схема	Реагенты	$K_{TR}$ , %	$T$ , °C	Результат РФА
Сх. 1	$Na_2CO_3 + K_2CO_3 + Nb_2O_5$	13	920	Твердый раствор $NaNbO_3$ $KNbO_3$
Сх.2	$Na_2CO_3 + Nb_2O_5$	11	920	$NaNbO_3$
	$K_2CO_3 + Nb_2O_5$	13	750	$KNbO_3$
	$KNbO_3 + NaNbO_3$	4	950	Твердый раствор $NaNbO_3$ $KNbO_3$
Сх.3	$KNaCO_3 + Nb_2O_5$	14	920	Твердый раствор $NaNbO_3$ $KNbO_3$
Сх.4	$KNaCO_3 + Nb_2O_5$	15	920	Твердый раствор $NaNbO_3$ $KNbO_3$

наибольшее значение величины  $K_{TR}$ , наблюдаемое при термообработке компакта и соответствующее значение температуры. Аналогичные результаты ( $K_{TR} = 14\%$ ) получены авторами работы [5] при реализации реакции по схеме 1. Отметим, что при синтезе прекурсоров в ходе реализации сх.2 наблюдается сильное различие в температуре, соответствующей максимальному термическому расширению компакта. Для синтеза  $NaNbO_3$  требуются более высокие температуры, чем для синтеза  $KNbO_3$ . С другой стороны  $K_{TR}$ , полученный при синтезе  $KNbO_3$  получился больше чем  $K_{TR}$  для  $NaNbO_3$  это по-видимому можно объяснить большим значением удельного объема  $KNbO_3$  чем  $NaNbO_3$ . Результаты РФА, проведенного при  $T=850^\circ C$  показали наличие двух фаз  $NaNbO_3$ ,  $Na_2Nb_4O_{11}$ , что говорит о том что реакция синтеза  $NaNbO_3$  при этой температуре не закончилась. То есть в данном случае анализ процесса термического расширения дает адекватное представление о ходе протекания твердофазных реакций.

Очевидно, что скорость реакции существенно зависит от площади контактной границы реагентов и однородности состава смесей. Для этого требуется максимальное измельчение порошков и их тщательное перемешивание. При реализации сх.1 выполняется механическое перемешивание компонентов реакции, поэтому очевидно, что вблизи каждой частицы  $Nb_2O_5$  не всегда могут одновременно находиться частицы обоих карбонатов. Поэтому в ходе реакции могут образовываться фазы  $NaNbO_3$   $KNbO_3$  и их твердый раствор. В сх.3 получается более вы-

сокая однородность смеси относительно щелочных элементов. Это приводит к увеличению  $K_{TR}$  процесса, и следовательно к повышению эффективности реакции. Еще большее значение  $K_{TR}$  наблюдался при реализации сх.4. В данном случае каждая частица  $Nb_2O_5$  покрыта слоем карбонатов стехеометрического состава, что обеспечивает наиболее высокую эффективность реакции.

В результате реализации указанных выше схем синтеза были получены порошки ПКМ, из которых были изготовлены образцы пьезокерамики. Использовался метод полусухого прессования и обжиг на воздухе при температуре  $1100-1150^\circ C$ . Полученные образцы имели плотность  $90 - 92\%$  от теоретической и значение пьезомодуля  $d_{33}$  порядка  $80 \text{ пКл/Н}$  Эти значения хорошо согласуются с данными, которые приводятся в [2]. Отметим, что при реализации сх.4 удалось получить самые плотные образцы, для которых наблюдаются наибольшие значения пьезомодуля  $d_{33}$ .

### Заключение

Показано применение простого способа контроля протекания твердофазного синтеза ПКМ на основе системы KNN. Полученные данные хорошо согласуются с результатами, полученные другим методом.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобр науки РФ в рамках ФЦП «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы» по соглашению № 14.577.21.0221 от 29 сентября 2016 г. на тему «Разработка технологии получения текстурированной пьезокерамики для изготовления компонентов устройств контроля и позиционирования на основе перовскитоподобных оксидных сегнетоэлектриков» (уникальный идентификатор ПНИЭР RFMEFI57716X0221) на оборудовании ЦКП Московского Политеха.

1. Directive 2002/95/EC of the european parliament and of the council of 27 January 2003 //Official Journal of the European Union. 37. 19. (2003).
2. Jing-Feng Li, Ke Wang, Fang-Yuan Zhu, Li-Qian Cheng, and Fang-Zhou Yao (K,Na)NbO<sub>3</sub>- Based Lead-Free Piezoceramics: Fundamental Aspects, Processing Technologies, and Remaining Challenges// J. Am. Ceram. Soc. 2013. V.96. P.3677–3696.
3. Wang X., Wu J., Xiao D., Zhu J., Giant piezoelectricity in potassium-sodium Niobate lead-free ceramics//J. Am. Chem. Soc., 2014, V.136. P. 2905-2910.
4. Сегалла А.Г., Белов В.В., Головин В.А. Аномальное термическое расширение при твердофазном синтезе сложных оксидных соединений. // Труды Международной научно-практической конференции «Пьезотехника-99». Ростов-на-Дону, 1999. Т.1. С. 153-165.
5. M. U. Farooq, J. G. Fisher, J. Kim, D.Kim, E.Shin,Y.-H. Kim, J.-H. Kim, S.-H. Moon, J.-S. Lee, X. Lin, D. Zhang Reactive sintering of lead-free piezoelectric (K<sub>0.5</sub>Na<sub>0.5</sub>)NbO<sub>3</sub> ceramics // Journal of Ceramic Processing Research. 2016. Vol. 17. No. 4. P.304-312.

## STRENGTH OF ADHESIVE CONTACTS: INFLUENCE OF CONTACT GEOMETRY

Valentin L. Popov, Roman Pohrt and Qiang Li

Department of System Dynamics and the Physics of Friction, Berlin University of Technology,  
10623 Berlin, Germany; v.popov@tu-berlin.de

The strength of an adhesive contact between two bodies can strongly depend on the macroscopic and microscopic shape of the surfaces and gradients of elastic properties. Here we present numerical and experimental results for rigid indenters with flat but oddly shaped face as well as for a variety of curved shapes for both homogeneous and graded materials.

### Numerical simulation of adhesive contact

Simulating adhesion is a difficult task because of stress singularities at the contact edges. However, a recently presented methodology based on the boundary element method (BEM) makes it possible of overcoming these issues [1]. An alternative approach to the adhesive BEM based on the minimization of the total energy was suggested recently by Rey, Anciaux and Molinari [2]. In the following, simulations with FFT based BEM as described in [1] are shown for adhesion of rigid flat-ended stamps with complicated face shape.

In Fig. 1, the process of detachment is shown for a flat ended indenter with a face having the shape of a star.

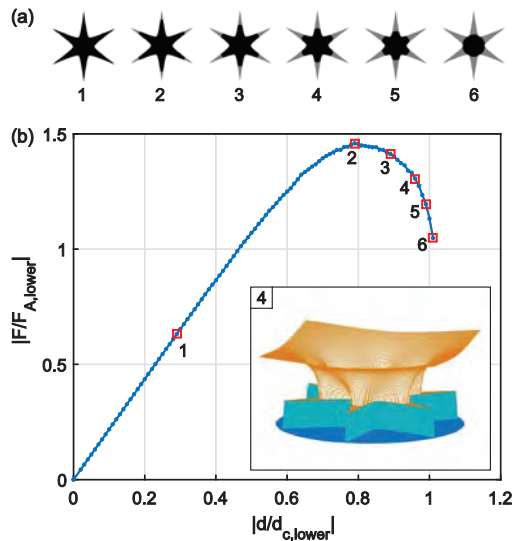


Fig. 1 Detachment process of a flat-ended indenter with the cross-section in form of a “star”. (a) a series of contact configurations; (b) Dependence of the normal force on the approach. Subplot of (b): Three-dimensional “snap-shot” of the surface of the elastic half-space at a moment of partial detachment.

In this case, partial detachment starts early at sharp ends and propagates inwards. After achieving the maximum, the force starts decreasing with further increase of the distance between the bodies (Fig. 1b). The last stable configuration is very close to the incircle of the shape. In Fig. 1b, the dependence of the normal force on the distance is shown. Note that in this plot the force and the distance are normalized to the values corresponding to the incircle. The last stable state approaches

the value “1” both for the force and distance which in normalized units corresponds to the incircle.

Analyzing adhesion strength for a large number of complicated shapes (as e.g. shown in Fig. 2), allows formulating the general detachment rules:

1. The detachment process tends to start at the points having the largest distance from the center of the profile and at the sharp corners.

2. While the outer parts may already be completely detached, the remaining part, which is still adhering, will provide some resistance until approaches the incircle of the shape.

3. Small heterogeneities such as holes and other small defects have no pronounced influence on the process of detachment. In particular, the detachment rarely starts from the inner discontinuities of the shape.



Fig. 2 Decreasing contact areas during the detachment process for a of flat-ended indenter in the form of Mary Poppins.

### Experiment

The experiments were conducted using a setup as depicted in Fig. 3. A flat but oddly shaped sample of acrylic glass is placed on a gelatin base and slowly pulled off. The contact between both can be observed by a camera through the gelatin. For increased visibility of the edges, the contact zone is illuminated in a circular fashion. The rigid body consists of laser-cut acrylic glass with flat face. It is brought into contact with transparent gelatin with illumination from the sides. The acrylic glass is lifted with a precision linear stage attached to a strain gage sensor recording the adhesive force. The actual contact region was recorded from underneath using a digital camera.

The shapes shown in Fig. 4 are representative for the general behavior of the cases we investigated. The circles in the shape representation depict the equivalent Holm-radius of the shapes. Firstly, we observe adhesive force to rise strictly linearly with  $d$ . In this phase, the contact area remains intact without any detachment and

the ratio  $k = F/d$  is equal to the contact stiffness of the initial shape. This is to be expected from the linear elasticity. We then observe a transition to a second phase, where detachment starts at sharp corners or outstanding parts of the shape or border segments with high curvature and then moves inwards. In the  $\bar{F} - \bar{d}$ -curve, this goes along with a decline of the slope. After the bodies have lost contact at the sharp corners and outstanding parts, the region evolves in such a way, that the minimum radius of curvature is increased with increasing height. For various shapes, the force decreases after having reached a local maximum.

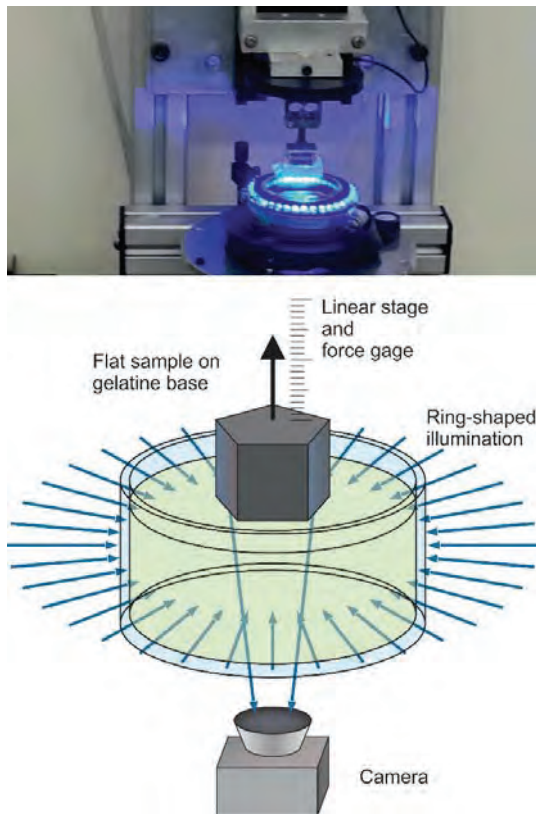


Fig. 3 Schematic display of the experimental setup.

All simulations and experiments reached a point when the remaining contact collapses abruptly. The last stable contact region resembles the incircle of the initial contact zone.

The presented work shows that the macroscopic shape of the stamp has essential influence on the adhesive strength, while the small inner discontinuities do not. Their influence can be characterized relatively well with a filling parameter quantifying the fraction of the continuous part of the cross-section relatively to the nominal area. A more detailed analysis can be found in [3].

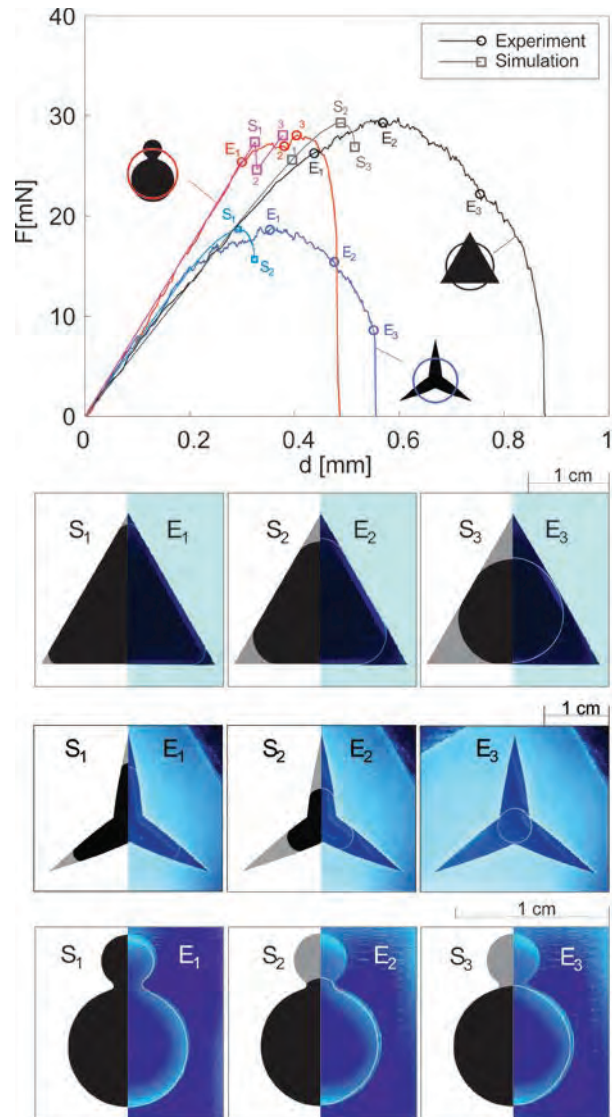


Fig. 4 Real contact area for selected pull-off-states. All three pictures show numerical results on the left-hand side, where the initial shape is gray, remaining contact area is black. The right-hand sides show photographic images of the contact. The edge of the contact zone can be seen as a bright line.

1. Pohrt, R., Popov, V.L., "Adhesive contact simulation of elastic solids using local mesh-dependent detachment criterion in boundary elements method", *Facta Universitatis, Series: Mechanical Engineering* 13, 1, 3 – 10 (2015).
2. Rey, V., Anciaux, G., Molinari, J.F., "Normal adhesive contact on rough surfaces: efficient algorithm for FFT-based BEM resolution", *Comput. Mech.* DOI: 10.1007/s00466-017-1392-5.
3. Popov, V.L., Pohrt, R., Li, Q., Strength of adhesive contacts: Influence of contact geometry and material gradients. *Friction* 5 (3), 308-325, 2017.

## ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ВИБРОАКУСТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ СОЗДАВАЕМЫХ В МЕТАЛЛАХ ИМПУЛЬСНЫМИ ТОКАМИ

Е.А. Правоторова<sup>1</sup>, О.А. Троицкий<sup>1</sup>, О.Б.Скворцов<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [pravotorova@bk.ru](mailto:pravotorova@bk.ru)

<sup>2</sup>Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия

Рассмотрены вопросы статистического анализа сложных вибрационных сигналов с учетом уникальности свойств объектов контроля. Отмечена важность контроля экстремальных значений вибрации применительно к оценке вибрационной прочности. Приведены оценки свойств сигнала для квалификации его как эргодического процесса. Представлены рекомендации по использованию собираемых системами непрерывного вибрационного мониторинга данных о вибрации в качестве объекта испытаний в условиях реальной эксплуатации.

**Ключевые слова:** вибрация, статистика, эргодичность, экстремальные оценки, мониторинг.

При исследовании деформаций, возникающих в металлических проводниках при пропускании импульсного тока, важное значение имеет выбор контролируемых параметров и способы статистической обработки при их анализе [1-3]. На рис.1 приведен пример металлического образца с укрепленным на нем датчиком вибрации - пьезоэлектрическим акселерометром AP20 и трехкомпонентным датчиком магнитной индукции на основе элементов Холла DRV5053.

Проведение таких измерений в условиях высокого уровня электромагнитных помех требует обеспечения повышенной помехоустойчивости [4].

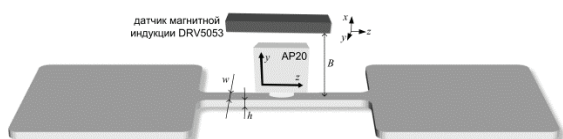


Рис.1. Расположение датчиков и образцов.

Пропускание импульсов тока через металлический образец вызывает затухающие механические колебания, контролируемые акселерометром. Форма и амплитуда таких колебаний зависят как от амплитуды, так и от длительности импульса тока. На рис.2 и 3 приведены записи сигналов ускорения и основной, кольцевой составляющей магнитной индукции для длительно и короткого импульсов тока.

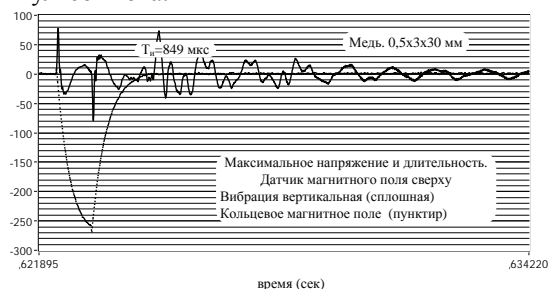


Рис.2. Зависимости вибрации и магнитной индукции от времени при большой длительности импульса.

Процессы возбуждения механических колебаний связаны с моментами прохождения переднего фронта и спада импульсов тока. По рис.2

видно, что передний и задний фронты импульса порождают сходные колебательные процессы противоположных знаков. При малой длительности импульса тока эти колебания могут суммироваться [5-7].

Датчик магнитной индукции [8] при таких измерениях необходим для более точного измерения тока и обеспечения контроля векторного значения магнитного поля вокруг образца.

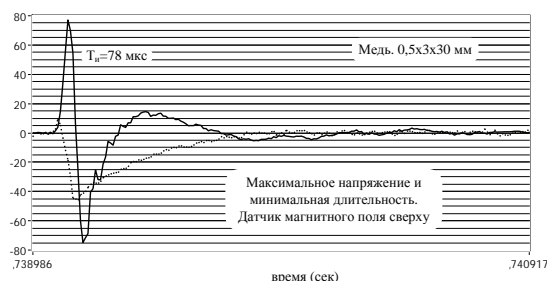


Рис.3. Зависимости вибрации и магнитной индукции от времени при малой длительности импульса.

Применение модуля сбора данных NI USB 4431, обеспечивающего разрешение в 24 бит при частоте выборок более 100 КГц обеспечивает получение результатов с небольшими средними квадратичными отклонениями (СКО) и относительными погрешностями, приведенными ниже:

- СКО круговой составляющей магнитной индукции < 0,8 Гс;
- СКО радиальной составляющей магнитной индукции < 1,6 Гс;
- СКО осевой составляющей магнитной индукции < 0,2 Гс;
- СКО размаха вертикальной составляющей ускорения < 7 м/с<sup>2</sup>.

Погрешности оценки магнитного поля:

- круговая составляющая < 0,5 %
  - радиальная составляющая < 2%
  - осевая составляющая < 0,7%
- Погрешности оценки вибрации:
- вертикальная составляющая - менее 1,3 %

При измерении вибрации обычно используют оценки уровня вибрации в виде пиковых оценок (амплитуда или размах) и усредненных оценок



(среднее квадратичное значение – СКЗ или RMS).

На рис.4 и 5 приведены результаты оценки вибрационного отклика на единичные импульсы в зависимости от длительности импульса тока.

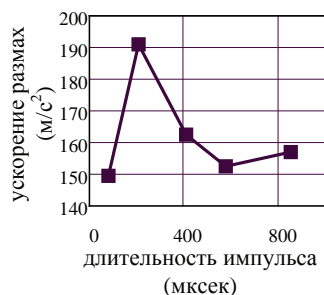


Рис.4. Зависимость размаха ускорения от длительности импульса

Такие оценки не только сильно различаются по абсолютному значению, но сам характер зависимостей имеет существенные отличия.

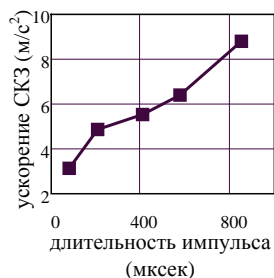


Рис.5. Зависимость СКЗ ускорения от длительности импульса.

Использование оценок в виде СКЗ не позволяет обнаружить наличие больших (в десятки g) ускорений в начале и в конце действия импульса тока. Такие различия связаны с заданием токового воздействия в виде однократных, относительно коротких импульсов. По этой причине оценка вибрации в виде СКЗ ускорения не позволяет подробно анализировать воздействие коротких импульсов, что может быть использовано как при электропластической обработке, так и в средствах неразрушающего контроля.

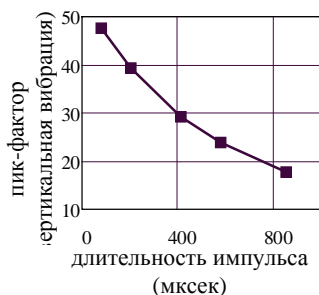


Рис.6. Зависимость пик-фактора ускорения от длительности импульса

С другой стороны, оценка по СКЗ при измерении вибрации ассоциируется с «энергетическим воздействием» [9] и увеличение длительности импульса тока, как видно из рис.5 сопровождается ростом оценки СКЗ.

В вибрационной диагностике находит применение оценка пик-фактора в виде отношения оценки размаха к СКЗ значению. Для рассматриваемого в данной работе случая оценка зависимости пик-фактора от длительности импульса тока представлена на рис.6. Пик фактор показывает насколько экстремумы ускорения больше их СКЗ значений.

Зависимости размаха ускорений и СКЗ значения ускорения от величины тока или пропорциональной его величине значения магнитной индукции представлены на рис.7 и 8.

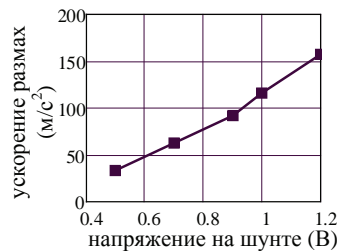


Рис.7. Размах ускорения от напряжения на образцовом резисторе.

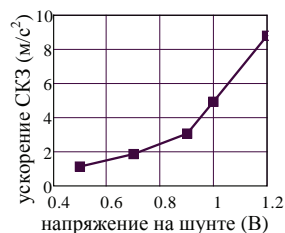


Рис.8. Зависимость СКЗ ускорения от напряжения на образцовом резисторе.

Из этих рисунков следует, что такие оценки также характеризуются существенно разным видом зависимостей. СКЗ оценки демонстрируют нелинейную зависимость, с более быстрым ростом при больших токах (напряжениях или магнитных полях), что может быть связано со снижением вклада шумовых и помеховых составляющих. Приведенная на рис.9 зависимость от величины магнитной индукции показывает высокую линейность зависимости ускорения от магнитной индукции, причем экстраполяция в сторону минимальных значений показывает близость исходной точки этой зависимости к нулевым значениям.

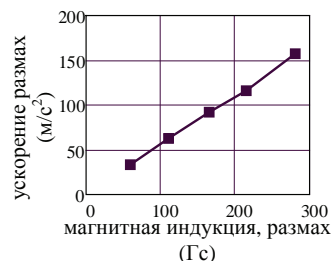


Рис.9. Зависимость размаха ускорения от размаха магнитной индукции (кольцевая составляющая).

Аналогичная зависимость для СКЗ ускорения показывает наличие начального уровня, связанного

с вкладом шумовых составляющих при выполнении измерений, что иллюстрируется рис.10.

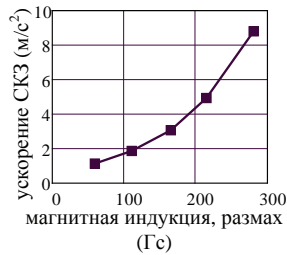


Рис.10. Зависимость СКЗ ускорения от размаха магнитной индукции.

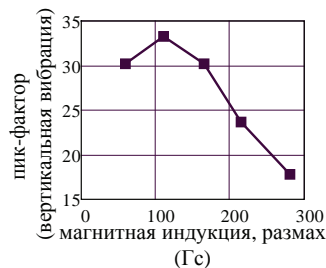


Рис.11. Зависимость пик-фактора вертикальной составляющей ускорения от размаха магнитной индукции (кольцевая составляющая).

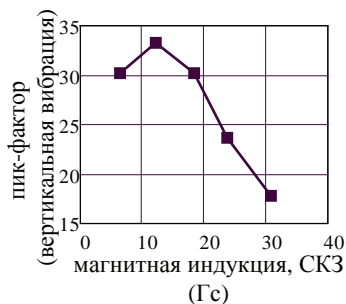


Рис.12. Зависимость пик-фактора вертикальной составляющей ускорения от СКЗ магнитной индукции (радиальная составляющая).

Как показано на рис.11 и 12, зависимости пик фактора вертикальной составляющей вибрации от величины как размаха, так и СКЗ магнитной индукции характеризуются наличием явно выраженного экстремума в области относительно небольших токов, что позволяет предположить возможность использования таких, экономичных с точки зрения затрат энергии, режимов для использования в системах неразрушающего контроля электропроводящих элементов по экстремальным оценкам вибрации в виде пиковых значений или размаха [10-13].

1.Троицкий О.А., Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Статистические методы анализа виброакустических процессов в металлических образцах при пропускании импульсных токов

// Перспективные технологии консолидации материалов с применением электромагнитных полей. 6-й научный семинар. // Тезисы докладов. Пансионат РАН "Звенигородский", Московская обл., 01-03 июня 2017 г. М.: НИЯУ МИФИ. 2017. -С.59-60.

2.Скворцов О.Б., Правоторова Е.А. Обработка сигналов векторных датчиков физических величин // Сборник научных трудов: материалы Международной научно-технической конференции «Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике»; МТУ ФТИ. Выпуск 23 (XXIII) – М.: 2017. – С.124-126.

3. Скворцов О.Б., Правоторова Е.А. Статистические оценки вибрационных сигналов // Международная конференция «Живучесть и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ - 2016): Труды конференции (Москва, 26-28 октября 2016 года) / М: Изд-во ИМАШ РАН. 2016. с.141-144.

4. Скворцов О.Б. Дифференциальные измерения трехмерных физических величин. // Сборник трудов конференции NI Academic Days 2017, М.: Изд-во "Печатные центры ФАН", 2017. - С.104-106.

5. Сташенко В.И., Троицкий О.А., Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Управление параметрами механических колебаний, генерируемых пропуском импульсного тока через металл. // Состояние и проблемы измерений. Сборник материалов XIV Всероссийской научно-технической конференции. НУК ИУ МГТУ им. Н.Э.Баумана, М.: 2017. – С.98-101

6. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. Динамические деформации в металлических образцах при пропуске импульсов тока // Перспективные технологии консолидации материалов с применением электромагнитных полей. 6-й научный семинар. // Тезисы докладов. Пансионат РАН "Звенигородский", Московская обл., 01-03 июня 2017 г. М.: НИЯУ МИФИ. 2017. -С.45-47.

7.Троицкий О.А., Сташенко В.И., Правоторова Е.А.Ю Скворцов О.Б. Динамическое возбуждение колебаний в металлических проводниках при пропускании импульсных токов. // Современные тенденции развития науки и технологий, № 1-1, 2017 - С.137-139.

8.Сташенко В.И., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. Методы контроля тока в экспериментах генерации механических колебаний импульсными токами // Состояние и проблемы измерений. Сборник материалов XIV Всероссийской научно-технической конференции. НУК ИУ МГТУ им. Н.Э.Баумана, М.: 2017. – С.106-109

9.Рунов Б.Т. Исследование и устранение вибрации паровых турбоагрегатов. // М.: - Энергоиздат, 1982 г., 352 с.

10.Гумбель Э. Статистика экстремальных значений. М.: Мир, 1965. — 451 с.

11.Statistics of extremes : theory and applications / Jan Beirlant . . . [et al.], from Daniel De Waal, Chris Ferro. John Wiley & Sons Ltd, 2004, 504 p.

12.Правоторова Е.А., Скворцов О. Б. Оценка статистических характеристик механического действия импульсного тока на модели элементов мощного электрооборудования. Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы. Третья научно-техническая конференция, 21 - 23 октября 2015 года, ИМАШ РАН, М. : 2015 стр.39-40.

13.Правоторова Е. А., Скворцов О. Б. Моделирование виброиспытаний элементов обмоток мощного электрооборудования. Проблемы машиностроения и надежности машин. № 5, 2015, с.103-110.

## РАЗРАБОТКА ПЛАНЕТАРНОГО ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО МЕХАНИЗМА ВОЗВРАТНО-ВРАЩАТЕЛЬНОГО ПЕРЕМЕШИВАЮЩЕГО УСТРОЙСТВА

А.А. Приходько, А.И. Смелягин

Кубанский государственный технологический университет, Краснодар, Россия; [sannic92@gmail.com](mailto:sannic92@gmail.com)

Перемешивающие устройства широко применяются во многих отраслях промышленности для проведения различных физических и химических процессов. Одним из актуальных направлений является синтез и исследование перемешивающих устройств с возвратно-вращательным движением рабочего органа, которые позволяют обеспечить высокий градиент скоростей перемешиваемой среды и интенсифицировать тепло и массообмен в реакторе. Целью работы является разработка возвратно-вращательного перемешивающего устройства с планетарным исполнительным механизмом.

**Ключевые слова:** возвратно-вращательное перемешивающее устройство, планетарный исполнительный механизм, эллиптические зубчатые колеса.

Перемешивание является одним из наиболее распространенных процессов химической технологии [1], а аппараты с перемешивающими устройствами – наиболее распространенным видом оборудования, используемого для проведения различных физических и химических процессов [2].

Традиционные аппараты с вращательным движением рабочего органа зачастую не позволяют обеспечить высокую интенсивность тепломассообмена, так как частота вращения рабочего органа в таких машинах является постоянной. Для устранения данного недостатка предлагается использовать перемешивающие устройства с возвратно-поступательным или возвратно-вращательным движением рабочего органа. Наиболее перспективным является создание перемешивающих устройств с возвратно-вращательным движением рабочего органа, так как в них отсутствуют вертикальные вибрации и применяются стандартные уплотнения [3].

В работах [4, 5] в результате структурного синтеза получен планетарный исполнительный механизм возвратно-вращательного перемешивающего устройства (ВВПУ). С целью устранения нежелательных вибраций в [6] проведено уравнивание планетарного механизма. Определение момента сопротивления на рабочем органе ВВПУ и исследование динамики рассмотрены в работах [7-9].

На базе проведенных теоретических исследований спроектировано ВВПУ для лабораторной установки Ика Magic Plant [10]. Общий вид экспериментального стенда с ВВПУ показан на рис. 1.

Конструкция машины состоит из следующих элементов: 1 – электродвигатель, 2 – блок управления двигателем, 3 – штатив, на котором закреплен двигатель, 4 – исполнительный механизм (ИМ) перемешивающего устройства, 5 – входной вал ИМ, 6 – выходной вал ИМ, 7 – соединительная муфта, 8 – реактор, 9 – рама, на которой закреплен реактор с ИМ, 10 – крышка реактора, 11 – уплотнительный зажим, 12 – уплотнение рабочего органа, 13 – рабочий орган, 14 – штуцер для загрузки продукта, 15 – выпускной клапан, 16 – штуцеры для подвода теплоносителя.

Перемешивающее устройство работает следующим образом. При включении электродвигателя

1 приводится в движение входной вал 5. Вращательное движение входного вала 5 с помощью исполнительного механизма 4 преобразуется в возвратно-вращательное движение выходного вала 6, которое посредством соединительной муфты 7 передается на рабочий орган 13, что приводит к перемешиванию жидкой среды в реакторе 8.

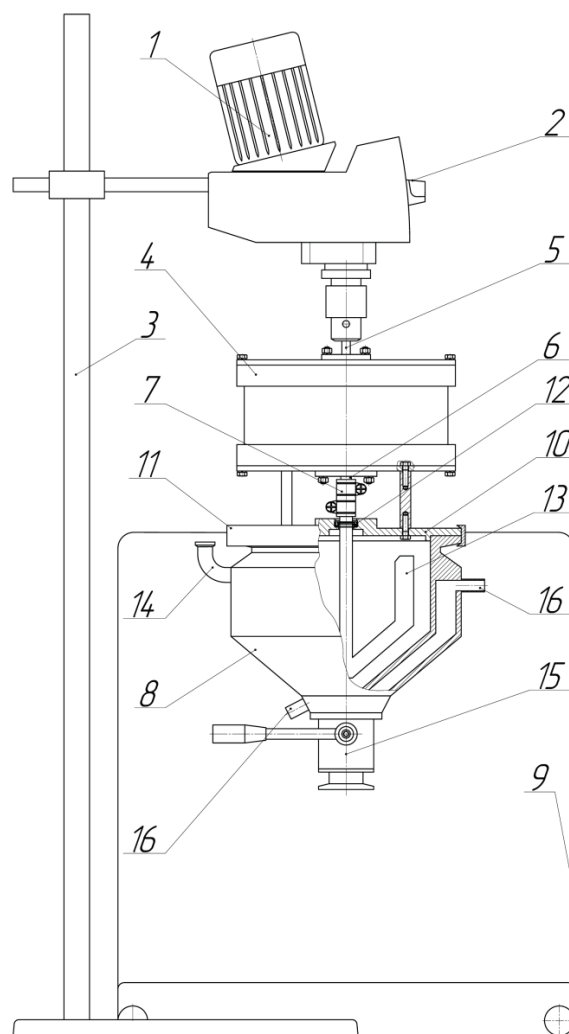


Рис. 1. Общий вид экспериментального стенда с ВВПУ

В качестве исполнительного механизма пере-

мешивающего устройства использовалась оригинальная планетарная передача с эллиптическими зубчатыми колесами (рис. 2).

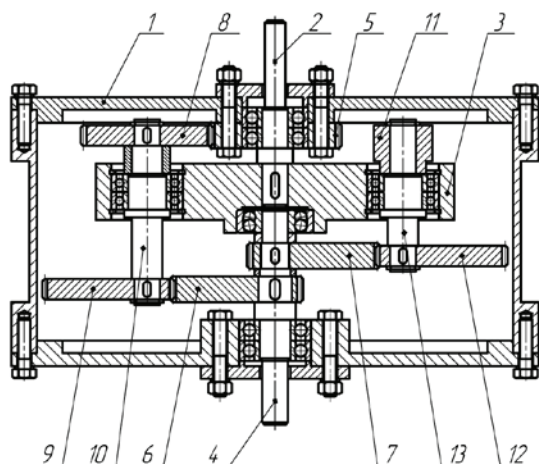


Рис. 2. Планетарный исполнительный механизм

Планетарный исполнительный механизм состоит из корпуса 1, входного вала 2, водила 3, выходного вала 4, солнечного колеса 5, эллиптических зубчатых колес 6 и 7 на выходном валу, расположенных под углом 180°, первого сателлита, состоящего из цилиндрического зубчатого колеса 8, эллиптического колеса 9 и вала 10, второго сателлита, состоящего из противовеса 11, эллиптического колеса 12 и вала 13.

Возвратно-вращательное движение в планетарном механизме обеспечивается следующим образом. Вращательное движение входного вала 2 передается водилу 3, благодаря этому цилиндрическое зубчатое колесо 8 обкатывается по солнечному колесу 5. Движение колеса 8 через вал 10 и эллиптическую шестерню 9 передается эллиптическому зубчатому колесу 6 и выходному валу 4, а также жестко закрепленному на выходном валу эллиптическому зубчатому колесу 7. При одинаковых размерах цилиндрических колес 8 и 5 выходной вал 4 через полный оборот входного вала 2 оказывается в том же положении, однако благодаря переменному передаточному отношению пары эллиптических колес 9 и 6 совершает возвратно-вращательное движение. Второй сателлит, также как и первый, совершает плоскопараллельное движение, при этом центры масс звеньев 8 и 11, 9 и 12, 10 и 13 всегда лежат на линии, проходящей через ось вращения входного вала, поэтому при правильном выборе масс звеньев и противовеса исследуемый механизм будет уравновешен.

Различную интенсивность перемешивания в реакторе можно получить, изменяя частоту и угол колебаний рабочего органа. Регулировка частоты осуществляется за счет изменения угловой скорости электродвигателя, а угла качания – с помощью набора сменных эллиптических зубчатых колес с различными эксцентриситетами (рис. 3).

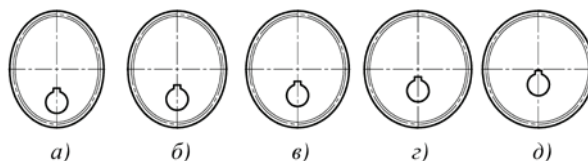


Рис. 3. Эллиптические зубчатые колеса с различными эксцентриситетами

Большие полуоси эллиптических колес одинаковы и равны половине межосевого расстояния в планетарной передаче. В данном случае эксцентриситеты определяются размерами малых полуосей, и соответственно равны:  $a - 0.6$ ,  $b - 0.543$ ,  $v - 0.475$ ,  $z - 0.392$ ,  $d - 0.28$ . В результате установки эллиптических колес с данными эксцентриситетами можно добиться следующих углов колебаний рабочего органа: 147°, 131°, 113°, 92°, 65°.

Таким образом, в работе рассмотрена конструкция планетарного исполнительного механизма ВВПУ. Разработанный экспериментальный образец выполнен на базе современного лабораторного оборудования и позволяет проводить широкий спектр научно-исследовательских работ.

1. Брагинский Л.Н., Бегачев В.И., Барабаш В.М. Перемешивание в жидких средах: Физические основы и инженерные методы расчета. Л.: Химия. 1984. 336 с.
2. Васильцов Э.А., Ушаков В.Г. Аппараты для перемешивания жидких сред. Л.: Машиностроение. 1979. 272 с.
3. Смелягин А.И., Приходько А.А. Структурный синтез сложного исполнительного механизма возвратно-вращательного перемешивающего устройства // Известия высших учебных заведений. Пищевая технология. 2014. № 5-6. С.85—88.
4. Приходько А.А., Смелягин А.И. Структурный синтез перемешивающих устройств с возвратно-вращательным движением рабочих органов // Вестник Донского государственного технического университета. 2015. № 4. С.69—75.
5. Smelyagin A.I., Prikhod'ko A.A. Structure and kinematics of a planetary converter of the rotational motion into the reciprocating rotary motion // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2016. V.45. № 6. P.500—505.
6. Приходько А.А., Смелягин А.И. Уравновешивание планетарного исполнительного механизма возвратно-вращательного перемешивающего устройства // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 4. С.62—67.
7. Приходько А.А., Смелягин А.И. Определение момента сопротивления среды на рабочем органе возвратно-вращательного перемешивающего устройства // Инновации в машиностроении: Сборник трудов VII Международной научно-практической конференции. Кемерово: Изд-во КузГТУ. 2015. С.516—519.
8. Prikhodko A.A., Smelyagin A.I. Development and research of vibromixing reactor with rotationally reciprocating motion of impeller // Vibroengineering Procedia. 2016. V.8. P.102—107.
9. Prikhodko A.A., Smelyagin A.I. Dynamics of rotationally reciprocating stirred tank with planetary actuator // Journal of Physics: Conference Series. 2017. T.858. 012026.
10. Приходько А.А., Смелягин А.И., Герасименко Е.О., Сонин С.А. Перемешивающее устройство с возвратно-вращательным движением рабочего органа // Известия высших учебных заведений. Пищевая технология. 2017. № 4. С.84—87.

## ПРОГРЕССИВНЫЙ МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ ПОДХОД ДЛЯ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ И МАШИНОСТРОЕНИИ

Раков Д.Л

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

В докладе рассматривается применение прогрессивного морфологического подхода для анализа, синтеза и оценки инновационных технологий. Рассматривается последовательность выполнения операций и алгоритмов.

**Ключевые слова:** прогрессивный морфологический подход, инновационные технологии, машиноведение, морфологический подход, технические решения, экспертные оценки

### Постановка задачи и прогрессивный морфологический подход

Все множество методов постановки и решения задач структурного синтеза можно разбить на два класса: трансформационные и морфологические. Трансформационные подходы опираются на широкое использование творческих возможностей проектанта. Морфологические методы базируются на комбинаторном подходе. На стадии морфологического анализа надо получить не план решения задачи, как в трансформационных методах, а так называемое морфологическое множество решений - описание потенциально возможных решений данной задачи [1,2].

Морфологический подход широко применяется в Германии. Морфологические методы по частоте использования занимают первое место среди дискурсивных подходов. Так, согласно статистике, собранной в 2009 году немецкими исследователями, количество всех фирм использующих морфологию составляет более 40%, при этом их регулярно используют более 20% (рис.1) [3,4,5]. Общество немецких инженеров разработало два свода правил для инженеров VDI 2221 «Методы создания и конструирования ТС и продуктов» и VDI 2222 «Методы конструирования: методическое развитие технических принципов», в которых рекомендуется использование морфологических подходов для поиска новых технических решений.

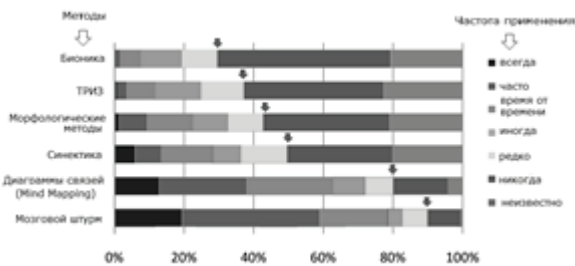


Рис. 1. Основные методы поиска новых решений и их частота использования [3].

Для уменьшения мощности морфологического множества решений предлагается прогрессивный морфологический метод. Разработанный подход заключается в последовательности операций генерации, сравнения и отбора множества рациональных вариантов (кластеров) технических решений при помощи ряда последовательных процедур.

Разработанные алгоритмы позволяют добиться снижения размерности морфологического множества и повышения эффективности процедур поиска [6,7,8].

Эффективность функционирования технических систем (ТС) зависит в основном от структуры и связей между элементами самой системы. Морфологический синтез рассматривается как методология упорядочения проблемы, которую предстоит решить.

Предложенный подход предусматривает создание морфологической матрицы (ММ) и дополнительных информационных таблиц (рис.2).

		Альтернативы →				
		$P^1$	$P^2$	$P^3$	...	$P^k$
Признаки ↓	$P_1$	$P_1^1$	$P_1^2$	$P_1^3$	...	$P_1^k$
	$P_2$	$P_2^1$	$P_2^2$	$P_2^3$	...	$P_2^k$
	$P_3$	$P_3^1$	$P_3^2$	$P_3^3$	...	$P_3^k$
	...	...	...	...	...	...
	$P_n$	$P_n^1$	$P_n^2$	$P_n^3$	...	$P_n^k$

Рис. 2. Морфологическая матрица TP

В ТС выделяются основные признаки. В зависимости от вида задачи из множества основных признаков экспертами выбираются существенные. Для каждого признака формируют альтернативы, т. е. возможные варианты его исполнения или реализации. После декомпозиции и анализа исследуемых ТС формируется ММ и генерируется морфологическое множество решений. Недостатком такого подхода является сложность выбора из всех сгенерированных вариантов наилучших. Мощность морфологического множества может достигать сотен тысяч возможных вариантов. Для решения этой проблемы был предложен прогрессивный подход, опирающийся на многокритериальный, кластерный анализ и теорию множеств. Предложенный подход реализуется в следующей последовательности (рис.3).

В ММ заносится множество опорных (известных решений – из описаний патентов, литературы и технической документации) вариантов, и строятся информационные таблицы. Для уменьшения размерности множества возможных TP строится

матрица несовместимых сочетаний альтернатив, что позволяет построить допустимое множество ТР [7].

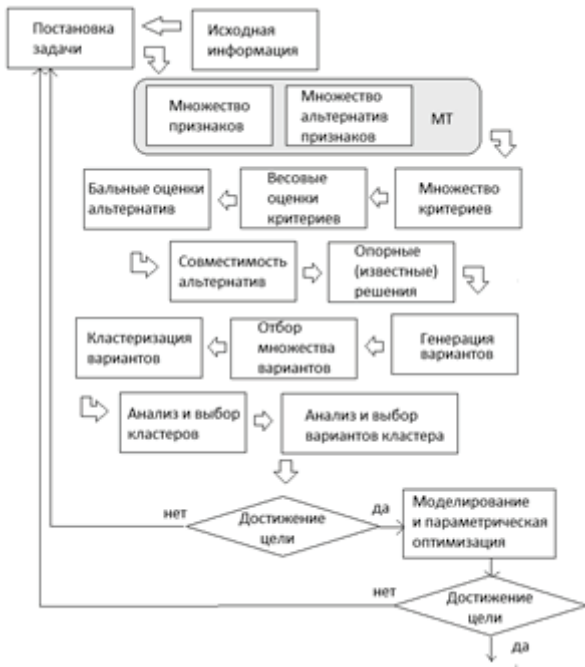


Рис. 3. Блок схема подхода

Таблица «Базовое множество ТР» создается для оценки нововведений ТР для последующего анализа степени новизны синтезированных вариантов. Каждый вариант ТР содержащихся в ММ, получает оценку в зависимости от критерия, бальной оценки элементов признаков и коэффициентов важности критериев (рис.4). Затем осуществляется генерация вариантов ТР, их оценка и первоначальный отбор (рис 5,6).

	$X_{R1}$	$X_{R2}$	$X_{R3}$	...	$X_{mn}$	
$K_1$	$X_{11}$	$X_{12}$	$X_{13}$	...	$X_{1n}$	$W_1$
$K_2$	$X_{21}$	$X_{22}$	$X_{23}$	...	$X_{2n}$	$W_2$
$K_3$	$X_{31}$	$X_{32}$	$X_{33}$	...	$X_{3n}$	$W_3$
...	...	...	...	...	...	...
$K_i$	$X_{i1}$	$X_{i2}$	$X_{i3}$	...	$X_{in}$	$W_i$
	$U_1$	$U_2$	$U_3$	...	$U_n$	

Рис. 4 . Фрагмент критериальной таблицы

Генерация и отбор вариантов

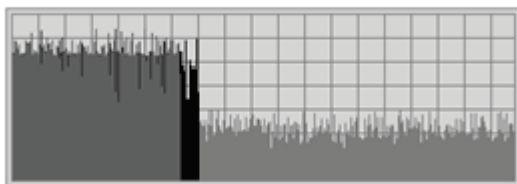


Рис. 5. Генерация и отбор вариантов

Оценка

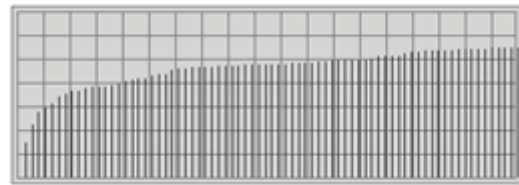


Рис. 6. Увеличение средней оценки отобранных вариантов при генерации вариантов

Варианты анализируются на меру сходства, определяемую из меры расстояния Хэмминга. Область исследования сужают к нескольким кластерам, которые в дальнейшем исследуются. Для повышения степени информативности при выборе генерируются конвергентные варианты, т.е. варианты имеющие максимальную оценку по каждому из критериев и «лучший» или «идеальный» вариант, т.е. ТР имеющее максимальную оценку.

Для сопоставления различных вариантов строится морфологическое пространство решений, в котором положение ТР характеризует свойства выбранных вариантов (рис. 5). Решение задачи структурного синтеза с практической точки зрения поможет в снижении неопределенности при исследовании ТС на ранних стадиях проектирования.

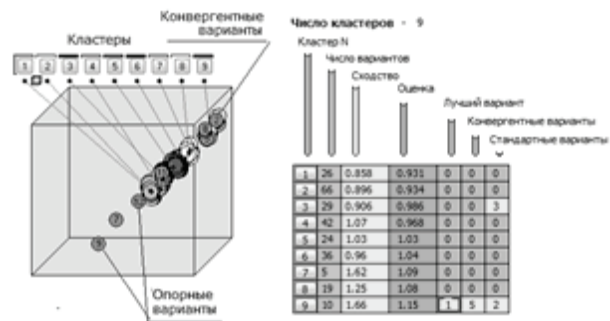


Рисунок 5. Расположение кластеров в морфологическом поле решений (экранная форма).

В общем случае разработанный подход можно в соответствии с [8,9] представить следующим набором задач:

< T, Z, W, V, O, L, M, N, K,C, P, Q >

В реализованном подходе выбраны следующие решаемые задачи (Таблица 1):

Сопоставляя варианты ТР, определяют наилучшие, из которых составляется итоговая таблица, где после всех выборов остается набор приемлемых ТР. ТР, помимо состава и функций, описывают также связи (эффективные, энергетические и т.д.). Для их установления в созданных решениях использована процедура переноса из расположенных рядом (по классификационному полю, по мере сходства или по альтернативам) ТС (принадлежащих множеству "Существующие ТР") соответствующих

структур. На выходе создаются структурные схемы ("белые ящики") ТР, состоящие из моделей состава и структуры.

Таблица 1. Решаемые задачи в разработанном подходе

Т – постановка задачи	(t1 - синтезировать и выбрать наилучший вариант ТС; t2 - обратная задача поиска ТС)
Z – уровень решения задачи	(z1 - выбор принципа действия; z2 - выбор наилучшей структуры)
W – множество критериев оценки ТР	(w1 - векторный критерий; w2 - скалярный критерий)
V – использование дополнительной информации	(v1 - построение множества информационных таблиц, v2 – таблицы не строятся)
O – множество методов измерения предпочтений ТР	(o1 - использование бальной шкалы)
L - способы исследования системы	(l1 - исследование целостной системы; l2 - исследование части системы)
M – методы оценки вариантов	(m1 - оценка варианта в целом после его синтеза из частей; m2 - оценка отдельных подсистем)
N – процедуры выбора вариантов	(n1 - последовательный перебор всех вариантов по принципу лексикографического упорядочения; n2 - последовательный перебор; n3 - случайное зондирование ММ)
K – способ кластеризации вариантов	(k1 - кластеризация вариантов при помощи расстояния Хемминга, k2 - кластеризация вариантов при помощи L1-нормы)
C – вид целевой функции	(c1 – аддитивная)
P – число рассматриваемых уровней системы	(p1 - один, p2 - более одного);
Q – уровень компьютеризации процедур	(q1 - часть или все процедуры реализованы в виде диалоговой компьютерной системы, q2 - процедуры некомпьютеризованы)

## Выводы

В заключение можно сделать следующие выводы:

1. На ранних этапах проектирования подход позволяет проводить поиск инновационных

технических решений, формировать кластеры вариантов, генерировать множество рациональных вариантов и осуществлять выбор и оценку технических решений для последующего моделирования.

2. Предложенный подход позволяет качественно рассмотреть большое количество альтернативных решений и с учетом ограничений выбрать наиболее рациональные, находящиеся вблизи опорных ТС, а также позволяет уточнить и упорядочить структуризацию решаемых задач.
3. Степень обоснованности принимаемых решений существенно увеличивается за счёт применения к каждому варианту выбираемой структуры метода параметрической оптимизации ППП-поиска, реализуемого отдельным алгоритмом, что дает возможность повысить качество (технический уровень) разрабатываемых технических систем.

Прогрессивный морфологический подход позволяет повысить эффективность поиска инновационных технических решений на ранних этапах проектирования технических систем и технологий.

1. Одрин, В.М. Метод морфологического анализа технических систем. - М.: ВНИИПИ, 1989. - 309 с.
2. Zwicky F. Morphology of aerial propulsion [Текст] / Zwicky F. Helvetica Physica Acta. – 1948. – Vol. XXI. – Heft 5. – S. 299–340.
3. 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
4. VDI 2800 : 2000-05- Wertanalyse / VDI Society for Systems Engineering and Project Design. – 17 s.
5. Раков Д. Л. Информационные технологии в проектировании и производстве. 2007. -№ 2. -С. 42-49.
6. Rakov D. Superlight Reentry Vehicles. Space Technology. 2004. Т. 24. № 4. С. 237-243.
7. 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
8. Раков Д.Л. Структурный анализ и синтез новых технических систем на базе морфологического подхода. - М.: - URSS, 2011, - 160 с.
9. А. В. Андрейчиков, О. Н. Андрейчикова. Анализ, синтез, планирование решений в экономике. Издательство: Финансы и статистика, 2004. - 464 с.

## СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ И АНАЛИЗ ПРИ СОЗДАНИИ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ И СИСТЕМ

Раков Д.Л.<sup>1</sup>, Сухоруков Р.Ю.<sup>1</sup>, Гаврилина Л.В.<sup>1</sup>, Печейкина М.А.<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; rdl@mail.ru

<sup>2</sup> Национальный исследовательский университет "МЭИ", Москва, Россия

В работе рассматривается применение структурного синтеза и анализа при создании инновационных технологических процессов машиностроения. Применение подхода продемонстрировано на нескольких примерах ряда технологических процессов.

**Ключевые слова:** структурный синтез и анализ, морфологический подход, инновационные технологические процессы, машиноведение

### Введение.

В инженерной практике обычно отсутствуют способы, позволяющие по условиям технического задания выбрать рациональное техническое решение (ТР). Поэтому процесс разработки носит итеративный характер. Вначале разработчик определяет некоторое множество альтернатив, к которому принадлежит проектируемая техническая система (ТС), а затем пытается его сузить, опробовать несколько технических решений, и выбрать то, которое является наиболее рациональным.

Предметом поиска является достижение некоторых компромиссных уровней для ряда противоречивых критериев. Последовательность вычислительных операций для нахождения оптимума в алгоритме проектного расчета отображается целевой функцией. Вместе с тем эта функция не соответствует основным требованиям теоретических методов оптимизации, так как она разрывна; не всегда может быть определена; существует в операторной записи; не базируется на аналитических выражениях; не дифференцируема; не унимодальная; не сепарабельна и не аддитивна. Особенностью является также то, что невозможно аналитически моделировать гиперповерхность целевых функций и прогнозировать их изменение на шаге приращения переменных [1,2].

### Применение прогрессивного морфологического подхода для структурного анализа и синтеза технологических процессов.

При помощи подхода были исследованы различные технические системы и технологические процессы из машиностроительной, аэрокосмической, энергетической, экологической и медицинской областей [3,4,5].

### Анализ и выбор технологического процесса для получения заготовок при формообразовании деталей из жаропрочных сплавов в изотермических условиях.

Для оценки вариантов при помощи экспертных оценок составлена морфологическая матрица (ММ) [6,7]. Любой набор всех элементов представляет

собой возможный вариант технологии изготовления заготовок полых валов ГТД. В качестве основных признаков выбраны - технологический процесс подготовки материала заготовки, получение требуемой величины структуры материала заготовки, скорость деформации и т. д. Мощность морфологического множества равна 1728 вариантов. Были сгенерированы 480 вариантов, затем было отобрано 120 вариантов для дальнейшей кластеризации. Все варианты были рассчитаны на меру сходства. Из 120 сгенерированных и отобранных вариантов были сформированы 18 кластеров, содержащих похожие технические решения (рис.1).

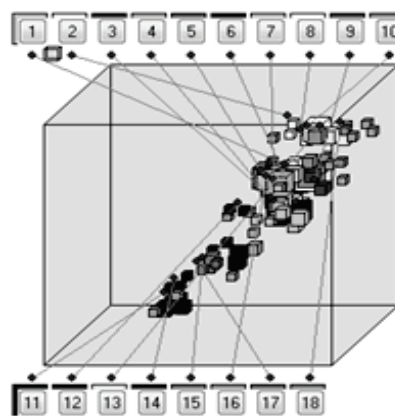


Рис. 1. Расположение кластеров в морфологическом поле решений по выбору процесса получения заготовок.

Исследуемые варианты обладают высокими оценками, что позволяет сделать заключение о высоких технико-экономических показателях ТР (рис.2).

Выбранные решения являются альтернативой применяемых в настоящее время технологических процессов при изготовлении валов не только на предприятиях в России, но в зарубежных компаниях. Основные качественные показатели — это повышение коэффициента использования дорогостоящего материала (титан, никелевые сплавы) до уровня 0.5-0.6, повышение качества готового изделия за счет увеличения механических свойств материала на 20-30%, снижения трудоемкости за счет уменьшения



припусков при окончательной обработке, а также использование деформирующего оборудования в десятки раз меньшей мощности.



Рис. 2. Расположение кластера 12 в морфологическом поле решений (слева) и варианты данного кластера (справа)

### Применение прогрессивного морфологического подхода для синтеза и выбора технологических процессов и управления для микродугового оксидирования

Суть микродугового (плазменного) оксидирования (МДО) заключается в формировании на поверхности детали в условиях воздействия микродуговых разрядов высокопрочного износостойкого покрытия, состоящего преимущественно из  $Al_2O_3$  (корунда) и других оксидов алюминия [8]. Сложность протекающих физико-химических процессов обуславливает рассмотрение различных вариантов реализации МДО-покрытия.

Мощность морфологического множества возможных схем технологических процессов равна 20736 вариантам. Был выбран ряд критериев, характеризующих конструктивные и экономические показатели ТР. Далее экспертным путем были назначены весовые коэффициенты на базе метода приписывания баллов, имеющего преимущество в выборе свободы действий перед методами ранжирования. Выбор коэффициентов выполняется экспертами, которые оценивают важность частных критериев по шкале от 1 до 100. Весовые оценки значений критериев нормируются к единице. Каждая альтернатива из МТ оценивалась баллами (от 1 до 9) по степени соответствия каждому критерию. В таблицу также заносились двенадцать опорных вариантов ТР, сформированных из описаний патентов и известных ТР. Затем были сгенерированы 1648 вариантов методом случайного перебора и отобрано множество рациональных вариантов с максимальными оценками для дальнейшей кластеризации (рис. 3). Все варианты были рассчитаны на меру сходства.

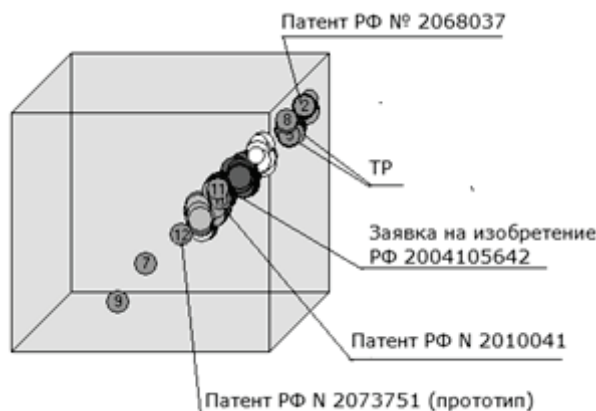


Рис. 3. Расположение опорных ТР в поле решений.

В соответствии с выбранным техническим решением создана экспериментальная установка (рис. 4) с возможностями регулирования процессов (по величине и геометрии тока, напряжения, частотным характеристикам и соотношению анодной и катодной составляющих) [9,10].

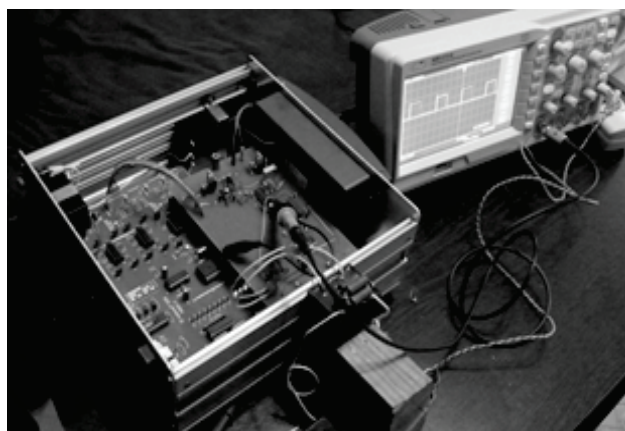


Рис. 4. Экспериментальная установка для МДО (слева – блок управления, справа осциллограф).

### Применение подхода для анализа и выбора устройств для финишной обработки пазов лопаток ГТД.

Для анализа была составлена морфологическая матрица, содержащая 192 возможных варианта устройств, создана таблица из 6 критериев и заданы опорные варианты. Для отбора и генерации оставлены 58 вариантов, кластеризованные в 6 групп. Наибольшую среднюю оценку получили варианты кластера 1, в котором находился и наилучший вариант. В кластере содержатся 14 вариантов технических решений (рис. 5).

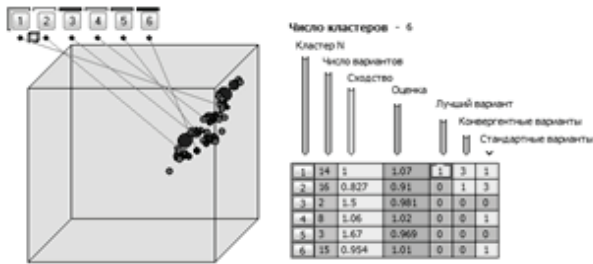


Рис. 5. Расположение кластеров в поле решений и относительные оценки вариантов в кластерах

Наибольшие относительные оценки среди опорных вариантов имеют автоматы (рис. 6)

Номер	Название	Признаки						Оценка
		1	2	3	4	5	6	
1	Ручная операция	4	1	2	1	2	1	0.91
2	Робот	4	3	1	1	1	1	0.86
3	Автомат	1	2	2	1	2	1	1.06
4	Робот с механикой	4	3	2	1	1	2	0.90
5	Автомат с оптикой	1	2	1	1	2	1	1.03
6	Робот с обр. пр.	3	3	1	2	1	2	1.00

Рис. 6. Опорные варианты ТР

ТР соответствует следующая реализация. Диск с пазами «елочка» фиксируют на поворотном столе. Пазы наклонены на угол  $\alpha$ . На основании устанавливают направляющую с углом  $\alpha$ , совпадающим с углом пазов, на которой размещен центрирующий и обрабатывающий инструмент с возможностью линейного перемещения вдоль направляющей. Стол с диском поворачивается на угол следования пазов, но жестко не фиксируется. Центрирующие поверхности на направляющей соприкасаются с поверхностью пазов, поворачивают стол с диском и однозначно определяют соосность паза и обрабатывающего инструмента. После центрирования стол фиксируется, и обрабатывающий инструмент полирует поверхности одного паза. Затем стол поворачивается, и операция повторяется

Оценки технических решений с робототехническими системами имеют более низкие итоговые оценки по экономическим показателям, но более высокие по критерию адаптивности. Но способ механической центровки и обработки пазов можно использовать, как и для автоматов [11,12].

## Выводы

Предлагаемый подход дает уточнение и упорядочение структуризации решаемой задачи. При этом повышается степень обоснованности принимаемого решения и расширяется множество вариантов, среди которых производится выбор, что дает возможность повысить качество (технический уровень) разрабатываемых ТС. На ранних этапах подход позволяет проводить поиск инновационных технических решений и технологий, формировать кластеры и генерировать множество рациональных вариантов и осуществлять выбор и оценку ТР для последующего моделирования и эксперимента.

1. П. П. Афанасьев, В. Ф. Витин, И. С. Голубев Оценка качества машиностроительной продукции. Москва: МАИ, 1995. - 74 с.
2. Мишин В.П., Осин М.И. Введение в машинное проектирование летательных аппаратов. 1978. 128 с
3. Раков Д. Л. Информационные технологии в проектировании и производстве. 2007. -№ 2. -С. 42-49.
4. Rakov D. Superlight Reentry Vehicles. Space Technology. 2004. T. 24. № 4. С. 237-243.
5. Раков Д.Л. Структурный анализ и синтез новых технических систем на базе морфологического подхода. - М.: - URSS, 2011, - 160 с.
6. Utyashev F.Z., Samarukov G.V., Nagimov M.I., Sukhorukov R.Y. Specific features of rolling of shaft of gas turbine engine under conditions of superplasticity. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2016. T. 45. № 1. С. 65-71
7. 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.
8. Суминов И.В., Белкин П.Н., Эпельфельд А.В., Людин В.Б., Крит Б.Л., Борисов А.М. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов. М.: Техносфера, 2011. 464 с.
9. Клименко Б.М., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Щепкин Н.П. Применение морфологического подхода для оценки технических решений и патентования изобретений на примере установки для микродугового оксидирования. // Изобретательство – 2015. – Том XV, № 10. – С. 23-31.
10. Клименко Б.М., Раков Д.Л., Торбек Ю. Патент РФ на изобретение № 2413040. Устройство для нанесения покрытия микродуговым оксидированием вентильных металлов и сплавов. Дата публикации 27.02.2011. МПК C25D 11/02.
11. Афонин В.Л., Сухоруков Р.Ю., Смоленцев А.Н. Механизмы и управление для перспективного механообрабатывающего оборудования. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 2. С. 27-38.
12. Сухоруков Р.Ю., Афонин В.Л., Раков Д.Л., Шитов А.М., Назаров Р.А., Гаврилина Л.В., Кошавцев Н.Ф., Кондратьев И.М., Смоленцев А.Н. Исследование и разработка интеллектуальных технологических систем и управления данными системами для машин нового поколения. Отчет о НИР, 2016, Номер государственной регистрации: 01201355405, 205с.

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ, РАСХОДНЫЕ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОДШИПНИКОВ ЖИДКОСТНОГО ТРЕНИЯ

А.Ю. Родичев<sup>1</sup>, Л.А. Савин<sup>2</sup>

<sup>1,2</sup>Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орёл, Россия; [rodfox@yandex.ru](mailto:rodfox@yandex.ru)

Рассмотрено влияние технологических отклонений на работоспособность подшипников жидкостного трения. Представлена математическая модель гидродинамического подшипника скольжения, основанная на совместном численном решении уравнения Рейнольдса и дополнительных соотношений для учета микронеровностей опорных поверхностей. Анализ численных результатов позволил оценить влияние шероховатости на несущую способность, расходные и энергетические характеристики подшипников жидкостного трения.

**Ключевые слова:** математическое моделирование, подшипник жидкостного трения, шероховатость, энергоэффективность.

В большинстве случаев при моделировании опор жидкостного трения одним из ключевых расчетных соотношений является уравнение Рейнольдса, численным решением которого является распределение давления в смазочном слое. Для расчета и оценки влияния различных эффектов в смазочном слое на работу подшипников скольжения производится модификация уравнения Рейнольдса под решаемую задачу. Одним из таких эффектов, безусловно, является очевидное влияние шероховатости поверхности опоры на течение жидкости в рабочем зазоре между ротором и подшипником скольжения. Так, при малых скоростях или при большой нагрузке на опору, например, в тяжело-нагруженных агрегатах, поверхности ротора и опоры входят в механический контакт, что неизбежно влечет к значительному увеличению трения в опоре. Однако в большинстве моделей опор скольжения одним из допущений является предположение об абсолютной гладкости поверхностей пары трения, что не совсем реалистично даже при исключительно точной механической обработке.

Для решения технических задач, в которых процессы трения невозможно исключить, были разработаны различные модели трения, с помощью которых возможно оценить силу трения в зависимости от скорости движения тела [1]. При моделировании опор жидкостного трения нашла применение модель Р. Штрибека, предложенная более ста лет назад [2], учитывающая известный эффект, при котором при увеличении скорости скольжения на определенном режиме, названном «смешанным трением», трение в контакте уменьшается, а затем с дальнейшим увеличением может быть либо постоянным, увеличиваться или несколько уменьшаться из-за влияния различных вязких и тепловых эффектов. При введении безразмерного числа Герси ( $He = \mu U/W$ , где  $\mu$  – вязкость смазочного материала,  $U$  – окружная компонента скорости ротора,  $W$  – несущая способ-

ность) возможно построение кривых Штрибека для каждой отдельной опоры.

Для учета эффекта шероховатости поверхностей были разработаны различные подходы, которые условно делятся на детерминистские и стохастические. И те, и другие модели обладают как рядом преимуществ, так и рядом недостатков. Детерминистские модели позволяют моделировать механический контакт шероховатостей и определять их деформации, однако, требуют расчетную сетку соответствующей разрядности, поэтому такие модели применяются чаще всего для анализа т.н. опор с неполным охватом [3,4]. Стохастические модели не учитывают контакт как таковой и основаны на предположении о влиянии шероховатости, прежде всего на расход смазочного материала [5,6]. Такие модели применимы для полной поверхности опор жидкостного трения, не требуют мелкой сетки и достаточно точны, однако природа несущей способности опоры остается гидродинамической, тогда как, например, в детерминистских подходах несущая способность в случае контакта делится между механическим контактом и смазочной пленкой. В зависимости от назначения математической модели иногда предпочтительно применение детерминистских подходов, однако для численной оценки эффектов шероховатости на характеристики опор, работающих в режиме смешанного или гидродинамического трения, где механический контакт практически отсутствует, вполне точным оказывается стохастический подход.

На рис. 1 представлена расчетная схема с основными геометрическими параметрами для разработки математической модели подшипника жидкостного трения. К основным допущениям математической модели относятся предположение о несжимаемости жидкости между ротором и опорой, независимость давления и вязкости от температуры и отсутствие перекоса вала в осевом направлении.

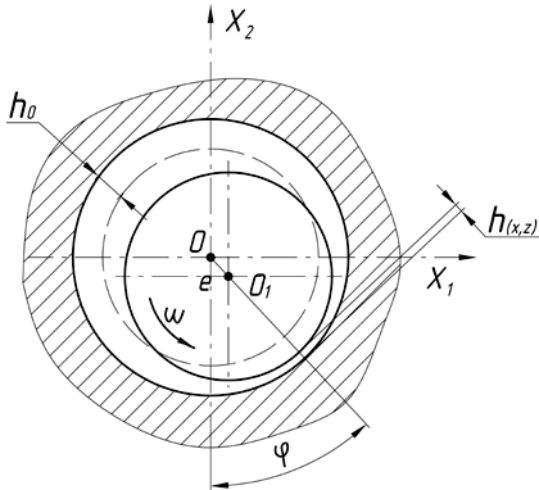


Рис. 1. Расчетная схема опорной поверхности подшипника жидкостного трения

Уравнение Рейнольдса для случая квазистационарного движения жидкости в канале между ротором и подшипником жидкостного трения с учетом вероятного сгущения потока при высоких скоростях вращения и статистических параметров шероховатости поверхностей принимает следующий вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{\phi_x h^3}{K_x \mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{\phi_z h^3}{K_z \mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right] = 6U \frac{\partial h}{\partial x} + 6U\sigma \frac{\partial \phi_s}{\partial x}, \quad (1)$$

где  $\phi_x$ ,  $\phi_z$  – коэффициенты расхода напорного течения,  $\phi_s$  – коэффициент расхода сдвигового течения;  $K_x$  и  $K_z$  – коэффициенты сгущения потока;  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение шероховатости поверхностей.

Коэффициенты сгущения потока  $K_x$  и  $K_z$  рассчитываются с помощью безразмерного показателя  $Re$  – числа Рейнольдса по методикам, описанным подробнее в [7]. Коэффициенты расхода  $\phi_x$ ,  $\phi_z$  и  $\phi_s$  рассчитываются по полуэмпирическим зависимостям и являются функциями зазора, среднее квадратической высоты шероховатостей и параметра направления шероховатости, при чем:

$$\phi_z(H, \gamma) = \phi_x(H, 1/\gamma), \quad (2)$$

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}, \quad (3)$$

где  $H = h/\sigma$ ;

$h$  – зазор соответствующей гладкой опоры;  
 $\gamma$  – параметр направления шероховатости.

Функция радиального зазора находится по формуле:

$$h(x, z) = h_0 - X_1 \cdot \sin(x/R) - X_2 \cdot \sin(x/R), \quad (4)$$

где  $h_0$  – радиальный зазор;  
 $X_1, X_2$  – оси координат;  
 $R$  – радиус вала.

Рассмотрим влияние эксцентриситета и радиального зазора на энергетические и расходные характеристики подшипника жидкостного трения (рис 2, рис 3, рис 4, рис 5)

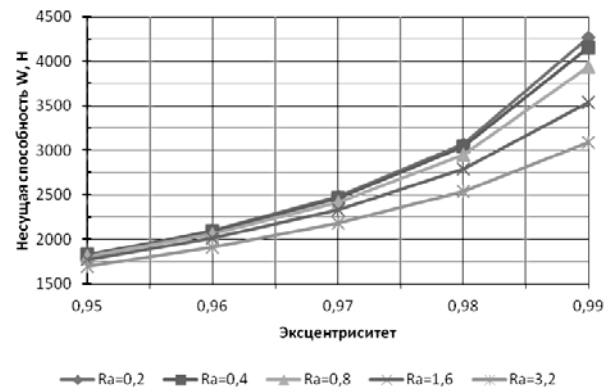


Рис. 2. Зависимость несущей способности от эксцентриситета

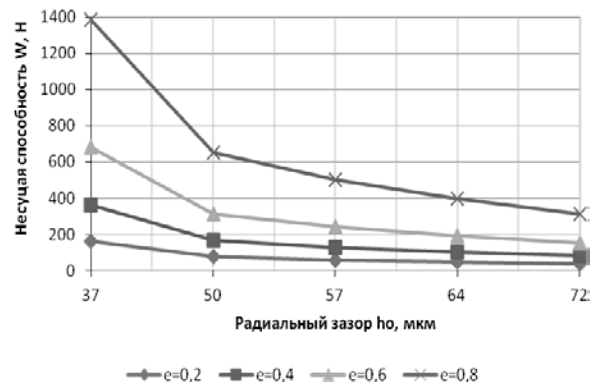


Рис. 3. Зависимость несущей способности от величины радиального зазора

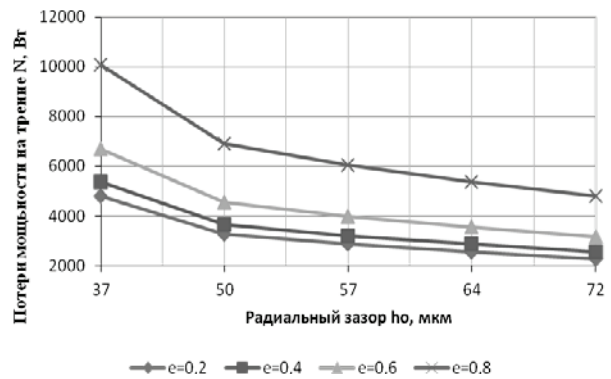


Рис. 4. Зависимость потери мощности на трение от величины радиального зазора

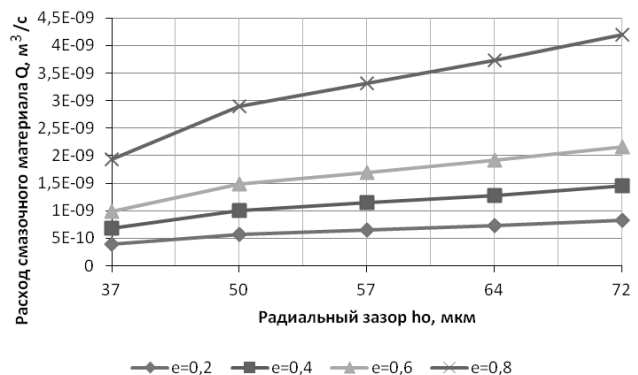


Рис. 5. Зависимость расхода смазочного материала от величины радиального зазора

При механической обработке поверхностей роторов и подшипников жидкостного трения вследствие движения инструмента в окружном направлении образуется так называемая продольная шероховатость, тем не менее, часто на опоры скольжения наносится антифрикционное покрытие, поэтому в результате напыления шероховатость на поверхности перестает быть направленной и становится изотропной. На рис. 6 схематически представлены продольная (а) и изотропная (б) шероховатости. Пунктиром отмечены линии течения.

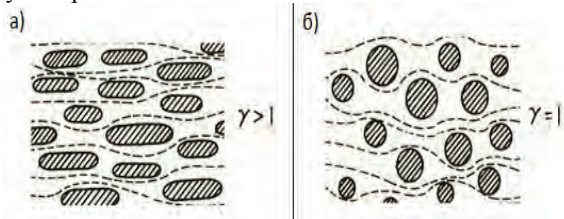


Рис. 6. Схематическое изображение продольной (а),  $\gamma > 1$  и изотропной (б),  $\gamma = 1$  шероховатости

Учет направления шероховатости достигается изменением параметра  $\gamma$ , который: принимает значения больше 1, если шероховатость продольная, при этом поток несколько сгущается при обтекании неровностей, однако в окружном направлении расход не увеличивается, в то время как в радиальном направлении течение значительно затруднено; равен 1, если шероховатость изотропная и расход в обоих направлениях падает примерно одинаково. Следует отметить, что слагаемое  $\partial h / \partial t$  в общем виде уравнении Рейнольдса заменяется на  $b\omega r\sigma\partial\phi_s / \partial\phi$ , который позволяет учесть увеличение или уменьшение расхода за счет дополнительного переноса смазочной жидкости. Так, неровности на движущейся поверхности (ротора) увеличивают расход смазочного материала за счет переноса жидкости во впадинах между неровностями, а неровности на неподвижной поверхности (опоры) уменьшают расход за счет застоя жидкости между неровностями.

Рассмотрим влияние параметров шероховатости и ее направление (в зависимости от вида обработки) на энергетические и расходные характеристики подшипника жидкостного трения (рис 7, рис 8, рис 9)

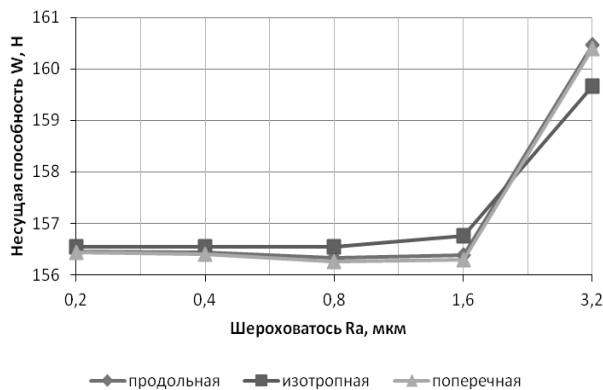


Рис. 7. Зависимость несущей способности от параметров шероховатости

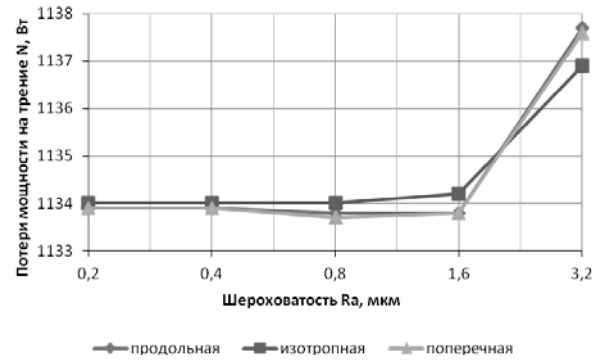


Рис. 8. Зависимость потерь мощности на трение от параметров шероховатости

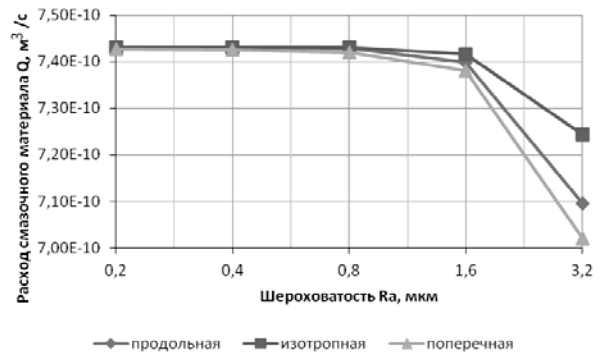


Рис. 9. Зависимость расхода смазочного материала от параметров шероховатости

Из анализа влияния параметров шероховатости и радиального зазора на расходные и энергетические характеристики подшипников жидкостного трения можно сделать вывод о том, что при определенном соотношении высоты неровностей и радиального зазора на внутренней поверхности подшипника скольжения ведет к повышению расходных и энергетических характеристик роторно-опорного узла.

Статья подготовлена в рамках проекта РНФ №16-19-00186.

- Andersson S., Söderberg A., Björklund S. Friction models for sliding dry, boundary and mixed lubricated contacts. Tribology International, 40 (2007), pp. 580–587
- Stribeck R., Die Wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager. Z Ver Dtsch Zucker-Ind 1902; 45(36).
- Dobrica M., Fillon M., Maspeyrot P. Mixed EHD Lubrication in partial journal bearings – Comparison between deterministic and stochastic models. ASME Journal of Tribology, Vol. 128, 4 (2006), pp. 778-788.
- Dobrica M., Fillon M., Maspeyrot P. Influence of Mixed-Lubrication and Rough Elastic-Plastic Contact on the Performance of Small Fluid Film Bearings. STLE Tribology Transactions, Vol. 51, 6 (2008), pp. 699-717.
- Patir, N., Cheng, H. S. An Average Flow Model for Determining Effects of Three-dimensional Roughness on Partial Hydrodynamic Lubrication, ASME J. Lubr. Technol., 100, 1978, pp. 12–17.
- Patir, N., Cheng, H. S. Application of the Average Flow Model to the Lubrication Between Rough Sliding Surfaces, ASME J. Lubr. Technol., 101, 1979, pp. 220–229.
- Савин Л.А. Автоматизированное проектирование роторных систем: монография// Л.А. Савин, О.В. Соломин, Д.Е. Устинов, А.О. Пугачев; под общ. Ред. Л.А. Савина. – М.: Машиностроение -1, 2006. – С. 9-14.

## СТРУКТУРНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ ПРИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМ МАЛОЦИКЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Романов А.Н., Филимонова Н.И.

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

Показано, что при расчете долговечности в условиях протекания процессов интенсивного деформационного старения и при разработке методов экстраполяции прочностных и пластических свойств на длительные времена могут быть использованы структурные характеристики, изменение которых отражает физические процессы, протекающие в материале под действием нагрузки.

**Ключевые слова:** циклическое нагружение, частота нагружения, деформационное старение, карбидные частицы, упругопластическое деформирование, высокие температуры, временные выдержки, длительное статическое нагружение, двухчастотное нагружение, ширина петли гистерезиса, накопление деформаций, размер частиц, расстояние между частицами.

При циклическом нагружении в материале происходят значительные структурные изменения с образованием различных деформационных микрорельефов на поверхности испытываемого образца. При этом в материалах может протекать деформационное старение, особенно в условиях высокотемпературного нагрева. Многие конструкционные материалы имеют температурный интервал, в котором особенно активно проявляется эффект деформационного старения, проявляющийся в выпадении частиц (например, карбидных). Выпадение частиц, как правило, сопровождается упрочнением материала: повышается предел текучести и уменьшается ширина петли гистерезиса с ростом числа циклов нагружения. Изменение характеристик требует уточнения параметров расчетных показателей при расчетах на циклическую прочность элементов конструкций.

Как отмечалось выше, структурные изменения, вызванные деформационным старением, приводят к изменению механических и пластических свойств материала, и в частности такой структурно чувствительной характеристики, какковой является предел пропорциональности (текучести) [1-3]. Причем интенсивность изменения зависит от вида нагружения и формы цикла.

Экспериментально определенные по диаграммам деформирования при мягком нагружении относительные величины циклического предела текучести (рис.1) следует, что величины циклических пределов текучести для стали X18H10T при  $T = 650^{\circ}\text{C}$  увеличиваются в процессе циклического упругопластического деформирования в среднем на 40-60%, и при этом наибольшее их увеличение имеет место в условиях одночастотного нагружения, а наименьшее – двухчастотного. Отмеченные закономерности соответствуют и характеру изменения ширины петли гистерезиса при соответствующих формах цикла и уровнях нагружения

Известно также, что и для конструкционного материала, содержащего равномерно распределенные частицы второй фазы, предел текучести материала определяется напряжением, необходи-

мым для свободного движения дислокаций. При этом он может быть рассчитан по зависимости

$$\sigma_T = KG(d/l)^3, \quad (1)$$

где  $G$  – модуль сдвига;  $d$  – диаметр частиц второй фазы;  $l$  – расстояние между частицами;  $K$  – постоянная, которая для структуры с частицами второй фазы размером 100-1000 Å близка к 0,3.

На основе проведенных структурных исследований [1-3] были получены основные закономерности изменения размера и плотности частиц в зависимости от времени (числа циклов) нагружения и формы цикла. При проверке зависимости (1) для случая малоциклового нагружения сопоставление рассчитанных данных осуществлялось с экспериментально определенными пределами пропорциональности ( $\sigma_{0,05}$ ) и текучести ( $\sigma_{0,2}$ ).

Как видно из рис.2, характеристика карбидообразования для всех случаев нагружения изменяется по экспоненциальной зависимости. Чтобы получить соответствующие значения  $d/l$  и по ним произвести приближенную оценку структурных параметров и предела текучести материала при длительных сроках службы, кривые на рис.2,а были проэкстраполированы на времена  $10^3 - 10^5$  ч. При этом предполагалась неизменность закона изменения отношения  $d/l$  во времени. Линейная зависимость  $d/l$  наблюдалась не только от времени нагружения, но и от амплитуды напряжения (рис.2,б) и разрушающего числа циклов. Причем во всех случаях самое слабое изменение во времени и по напряжениям параметра  $d/l$  имело место при одночастотном симметричном и при длительном статическом нагружениях. При двухчастотном и программном (с выдержками) нагружениях изменение  $d/l$  было практически одинаковым и существенно более интенсивным, чем при моногармоническом и длительном статическом нагружениях (рис.2)., для последних случаев нагружения изменение параметров  $d/l$  было практически одинаковым в зависимости от напряжения (рис.2,б).

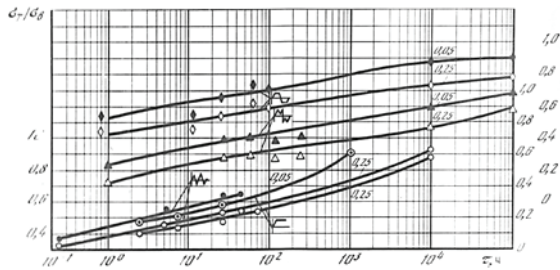


Рис.1. Изменение относительного предела текучести стали X18N10T в зависимости от формы цикла ( $T = 650^{\circ}\text{C}$ )

Расчет  $\sigma_t$  по зависимости (1) показал, что получаемые при этом относительные значения предела текучести  $\sigma_t$  ( $\sigma_b$  – предел прочности) хорошо согласуются (рис.1) с экспериментально определенными средними значениями циклического предела пропорциональности  $\sigma_{0,05}$  и  $\sigma_{0,2}$  (с допуском на пластическую деформацию 0,05% и 0,2), если в уравнении (1)  $K$  принимается равным 0,2 или 0,3 (рис.2), а время статического разрушения – 0,05 ч.

Если взять в расчет фактическое для данного эксперимента время однократного разрушения  $\tau_0 = 0,025$  ч, то соответствующая кривая располагается между расчетной кривой и определенной экспериментально для  $\sigma_{0,2}$ .

Как видно из рис.3, пределы текучести уменьшаются с увеличением времени нагружения, причем наиболее интенсивным это уменьшение проявляется для случаев двухчастотного и программного (с выдержками) нагружений (кривые 4, 7 на рис.3). Интенсивность уменьшения пределов текучести для моногармонического и циклического нагружений практически одинакова (кривые 1-3, 8, 9 на рис.3).

Однако, хотя  $\sigma_t$  со временем и уменьшается, в связи с тем, что  $\sigma_b$  уменьшается более интенсивно (рис.1), чем  $\sigma_t$ , то отношение  $\sigma_t/\sigma_b$  со временем непрерывно возрастает, причем наиболее интенсивно для случаев одночастотного и длительного статического нагружений.

Проведенные исследования материала в зонах разрушения после длительного статического нагружения (40 тыс. и 100 тыс. час.) показывают, что при указанных длительностях нагружения пределы текучести, подсчитанные по структурному параметру  $d/l$  в соответствии с зависимостью (1), существенно отклоняются от кривой линейной экстраполяции (пунктир на рис.4) и на кривой изменения  $\sigma_t$  наблюдается перелом при времени нагружения около  $10^3$  час. Это обстоятельство свидетельствует о том, что при работе материала в интервале температур интенсивного деформационного старения линейная экстраполяция прочностных и пластических свойств может дать существенную погрешность. Вместе с тем видно, что при экстраполяции свойств материала на длительные времена могут быть использованы структурные параметры,

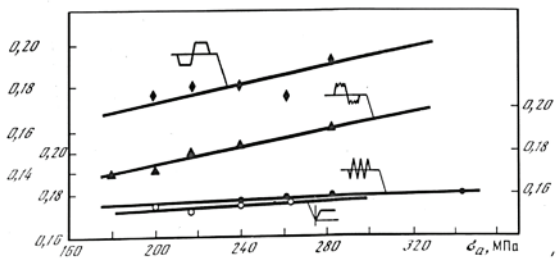
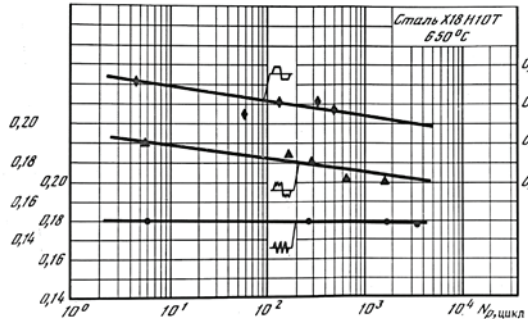
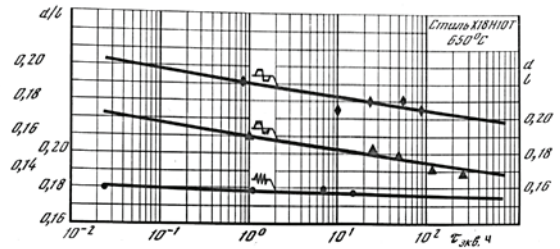


Рис. 2. Зависимость структурной характеристики от времени нагружения и формы цикла для стали X18N10T ( $650^{\circ}\text{C}$ )

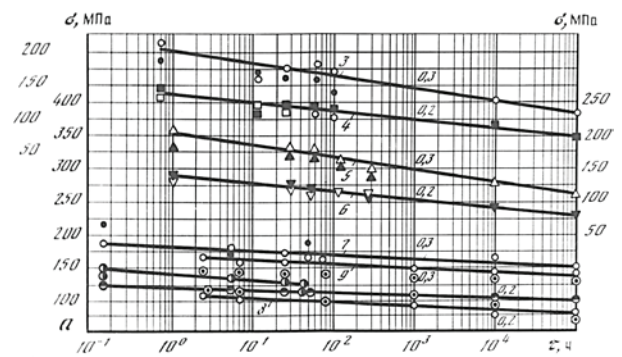


Рис. 3. Сопоставление рассчитанных значений пределов пропорциональности (текучести) для стали X18N10T в зависимости от формы цикла

формирующие прочностные и пластические свойства материала, а в тех случаях, когда известен определяющий параметр (например, как в рассмотренном случае), он может быть использован для указанных целей. Для материалов другого класса и других условий нагружения, когда процесс деформационного старения не проявляется или проявляется слабо, наиболее представительными могут оказаться иные структурные характеристики (наличие второй фазы, например перлита в перлитных сталях, блочность структуры, дислокационная структура и пр.).

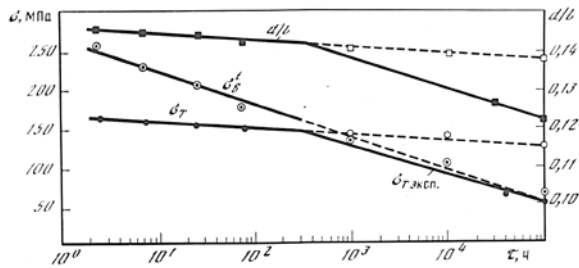


Рис. 4. Изменение пределов текучести, прочности и структурного параметра  $d/l$  стали X18H10T при длительном статическом нагружении ( $T = 650^{\circ}\text{C}$ )

Таким образом, при оценке долговечности в условиях протекания интенсивного деформационного старения (что свойственно большому классу сталей при эксплуатационных температурах) и при разработке методов экстраполяции прочностных и пластических свойств на длительные времена могут быть использованы структурные характеристики, изменение которых отражает физические процессы, протекающие в материале под действием нагрузки.

1. Лозинский М.Г., Романов А.Н., Малов В.В. Структурные изменения аустенитной стали в связи с условиями малоциклового нагружения. Практика тепловой микроскопии. М. Наука, 1976, с. 67-72.
2. Романов А.Н. Проблемы материаловедения в механике деформирования и разрушения на стадии образования трещин: Часть 11. Структурные параметры деформационного старения при высокотемпературном малоцикловом разрушении. Вестник научно-технического развития, №3, 2016. с.27-37.
3. Романов А.Н. Критерии усталостного разрушения. Инженерный журнал «Справочник. Приложение», М., 2007, №6, 35 с.



## ЗАДАЧА ОБ ИЗГИБЕ КРИВОЛИНЕЙНОЙ СЛОИСТОЙ БАЛКИ

Русланцев А.Н., Думанский А.М., Алимов М.А.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия [andreiruslantsev@gmail.com](mailto:andreiruslantsev@gmail.com)

В настоящей работе рассмотрено деформирование криволинейной балки под действием изгибающего момента. Предложены аналитические зависимости радиальных и окружных напряжений от радиальной координаты, геометрических параметров, изгибающего момента и модуля упругости для изотропной и анизотропной по толщине балки. Показано хорошее согласие между предложенными зависимостями и результатами расчета методом конечных элементов.

**Ключевые слова:** изгиб, балка, напряженно-деформированное состояние.

### Введение

За последние 30 лет доля применения композиционных материалов в авиационных конструкциях значительно выросла. Обусловлено это потребностью повысить эффективность авиационной техники.

Возникает необходимость создания конструкций, полностью состоящих из композитных деталей. При их проектировании, вследствие низкой межслойной прочности, возникает проблема прогнозирования прочностных характеристик радиальных переходов в конструкции [1-4]. Для осуществления проектирования необходимо провести исследования радиальных переходов типовых элементов конструкции из композиционных материалов.

### Изотропный материал

Рассмотрим случай деформирования изотропной по толщине криволинейной балки под действием изгибающего момента. Расчетная схема представлена на рис. 1. При деформировании, поскольку изделие симметрично, происходит уменьшение угла  $\Theta$  и увеличение кривизны балки. При этом вводим допущение, что балка не деформируется по толщине, следовательно, для всех слоев приращение радиуса кривизны составит  $dr$ .

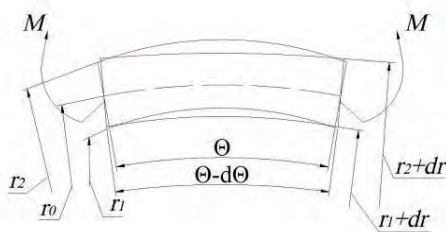


Рис. 1: Расчетная схема

Найдем положение нейтральной линии из условия неизменности ее длины. Обозначим положение нейтральной линии как  $r_0$ . Тогда

$$r_0\theta = (r_0 + dr_0)(\theta - d\theta)$$

Пренебрегая бесконечно малыми более высокого порядка малости, получим

$$\frac{r_0}{dr_0} = \frac{\theta}{d\theta}$$

Длина произвольного слоя с координатой  $r = r_0 + y$  до деформирования равна  $l_0 = (r_0 + y)\theta$ , после деформирования, соответственно,  $l_1 = (r_0 + y + dr_0)(\theta - d\theta)$ . Окружные деформации при этом равны

$$\varepsilon_c = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \left(1 - \frac{r_0}{r}\right) \frac{d\theta}{\theta}$$

Величина окружных напряжений определяется как  $\sigma_c(r) = E\varepsilon_c(r)$

Поскольку на балку действует только изгибающий момент, то  $\int_r \sigma_c dr = 0$

$$\text{Отсюда } r_0 = \frac{r_2 - r_1}{\ln \frac{r_2}{r_1}}$$

Изгибающий момент связан с окружными напряжениями следующей зависимостью:

$$M = \int_r \sigma_c r dr = E \frac{d\theta}{\theta} \left[ \frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - r_0(r_2 - r_1) \right]$$

Положительное направление момента представлено на рис. 2

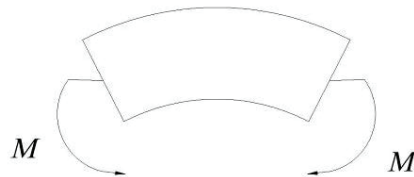


Рис. 2: Положительное направление изгибающего момента

Рассмотрим равновесие элемента балки (рис. 3) относительно вертикальной оси.

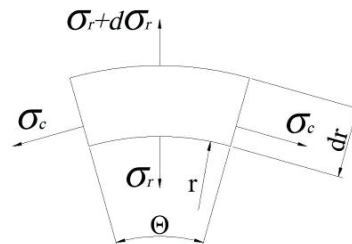


Рис. 3: Равновесие элемента

Имеем следующее дифференциальное уравнение:

$$\frac{\sigma_r}{r} + \frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_c}{r}$$

Решив уравнение, находим зависимости для окружных и радиальных напряжений:

$$\sigma_c = \frac{M}{\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - \frac{(r_2 - r_1)^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}}} \left( 1 - \frac{r_2 - r_1}{r \ln \frac{r_2}{r_1}} \right)$$

$$\sigma_r = \frac{M}{\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - \frac{(r_2 - r_1)^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}}} \frac{(r - r_1) - \frac{r_2 - r_1}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \ln \frac{r}{r_1}}{r}$$

$$\frac{d\theta}{\theta} = \frac{M}{E} \frac{1}{\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - \frac{(r_2 - r_1)^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}}}$$

На рис. 4, 5 показаны графики распределения окружных и радиальных напряжений соответственно.  $r_1 = 8$  мм,  $r_2 = 10$  мм,  $E = 50$  ГПа,  $M = 50$  Н м. Точками показаны значения, полученные при расчете методом конечных элементов

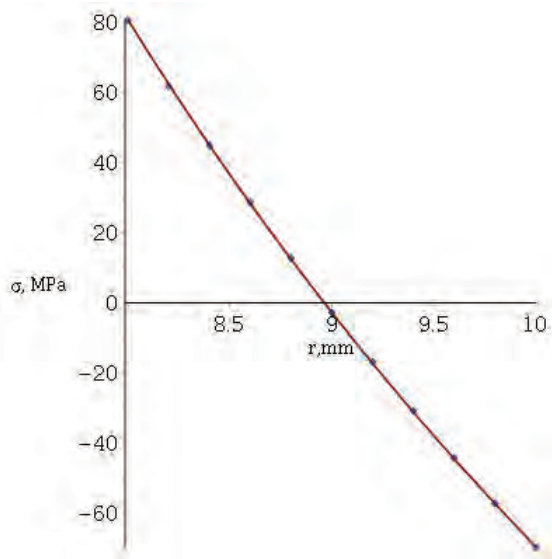


Рис. 4: Распределение окружных напряжений по толщине изотропной балки

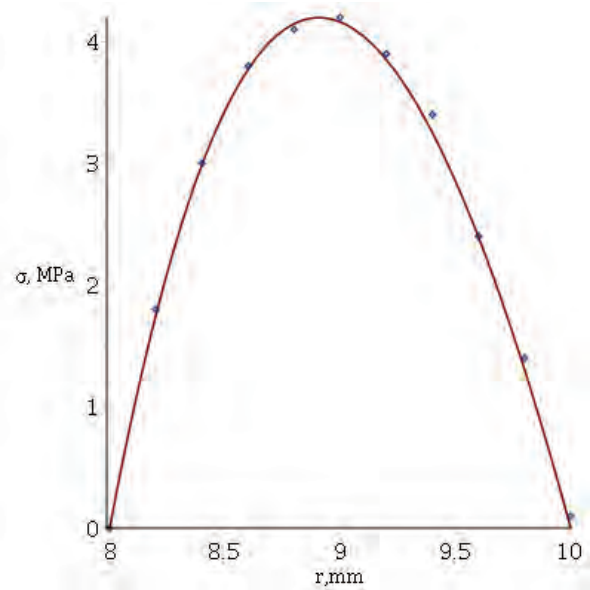


Рис. 5: Распределение радиальных напряжений по толщине изотропной балки

#### Анизотропный материал

Применим тот же подход для балки с переменным по толщине модулем. Пусть  $E = E(r)$ , а распределение окружных деформаций по толщине материала имеет тот же вид.

Окружные напряжения равны  $\sigma_c(r) = E(r)\varepsilon_c(r)$ . Положение нейтральной линии

$$r_0 = \frac{\int_{r_1}^{r_2} E(r) dr}{\int_{r_1}^{r_2} \frac{E(r)}{r} dr}$$

Зависимости для радиальных и окружных напряжений будут иметь следующий вид:

$$\frac{d\theta}{\theta} = \frac{M}{\int_{r_1}^{r_2} E r dr - r_0 \int_{r_1}^{r_2} E dr}$$

$$\sigma_r = \frac{d\theta}{\theta} \frac{\int_{r_1}^r E(r) dr - r_0 \int_{r_1}^r \frac{E(r)}{r} dr}{r}$$

$$\sigma_c = \frac{d\theta}{\theta} \left( 1 - \frac{r_0}{r} \right) E(r)$$

На рис. 6 - 8 показаны графики изменения модуля, окружных и радиальных напряжений по толщине балки соответственно.  $r_1 = 8$  мм,  $r_2 = 10$  мм,  $M = 50$  Н м. Точками показаны значения, полученные при расчете методом конечных элементов

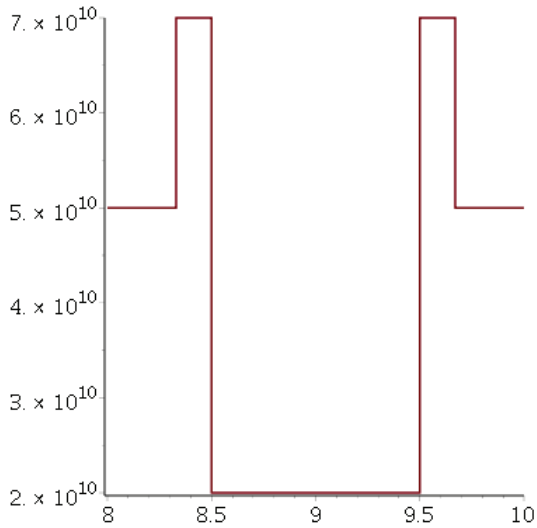


Рис. 6: Изменение модуля упругости по толщине балки

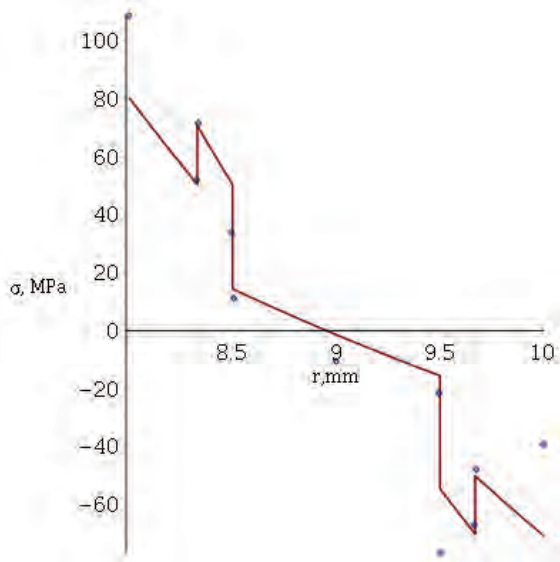


Рис. 7: Распределение окружных напряжений по толщине балки

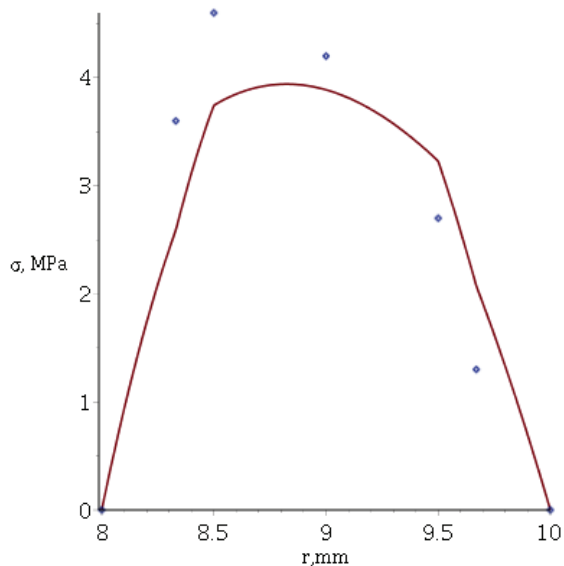


Рис. 8: Распределение радиальных напряжений по толщине балки

## Выводы

Предложена модель, устанавливающая зависимость радиальных и окружных напряжений от радиальной координаты, геометрических параметров, изгибающего момента и модуля упругости для изотропной и анизотропной по толщине балки. Показано хорошее согласие между аналитическими зависимостями и результатами, полученными методом конечных элементов.

1. Olsson R. A survey of test methods for multiaxial and out-of plane strength of composite laminates. *Composites Science And Technology*. 2011. No. 71. P. 773-783.
2. Charrier J.S., Laurin F., Carrere N., Mahdi S. Determination of the out-of-plane tensile strength using four-point bending tests on laminated L-angle specimens with different stacking sequences and total thicknesses. *Composites: Part A*. 2016. No. 81. P. 243-253
3. Weicheng Cui, Tao Liu, Jianxin Len, Rongbiao Ruo. Interlaminar tensile strength (ILTS) measurement of woven glass/polyester laminates using four-point curved beam specimen. *Composites: Part A*. 1996. No. 27. P. 1097-1105
4. Лехницкий С.Г. Анизотропные пластинки. М.: ОГИЗ Государственное издательство технико-технической литературы. 1947 – 355с

## ХРОМУГЛЕРОДНЫЕ ПОКРЫТИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ РАСПЫЛЕНИЕМ ХРОМ-НАНОАЛМАЗНЫХ МИШЕНЕЙ И ИХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ СВОЙСТВА

М.Д. Рэйляну<sup>1</sup>, И.С. Левин<sup>1,2</sup>, Е.А. Марченко<sup>2</sup>, М.В. Атаманов<sup>3</sup>, В.Н. Шевченко<sup>4</sup>,  
М.М. Хрущов<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия;

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия, [michel\\_x@mail.ru](mailto:michel_x@mail.ru)

<sup>3</sup>ООО «ИНАКОТЕК Центр», Москва, Россия, <sup>4</sup>АО «Петровский НЦ «ФУГАС», Москва, Россия

В работе проведен анализ особенностей структурно-фазового состояния хромуглеродных- покрытий, полученных по технологии магнетронного распыления с использованием хром-наноалмазных мишеней, и его влияния на их микро-механические и трибологические свойства.

### Введение

Технология электролитического соосаждения нано- и ультрадисперсных алмазов (НА) с металлами широко используется в различных отраслях современного машиностроения. Металл-НА композиционным покрытиям свойственны повышенная износостойкость и микротвердость, значительная стойкость к коррозии и невысокая пористость, пониженный коэффициент трения, существенная адгезия и когезия [1-2]. Срок службы изделий увеличивается в 2-10 раз, а рост содержания НА в таких покрытиях ведет к возрастанию их относительной износостойкости. Имеются данные, что покрытия хром-НА, полученные вакуумными ионно-плазменными (ВИП) методами, имеют нанокompозитную структуру с размером субзерен ~ 30-70 нм, в которой частицы НА образуют сетку по границам металлических субзерен [3]. Таким образом, их внутренняя структура должна существенно отличаться от структуры легированных металлами нанокompозитных алмазоподобных покрытий (АПП), в которой наноразмерные включения металлических и карбидных фаз распределены в аморфной углеродной матрице [4,5]. В этой связи изучение структурного состояния и функциональных свойств металл-НА систем и их сопоставление с легированными АПП представляет интерес, как в плане возможного практического использования, так и с точки зрения разработки научных основ материаловедения подобных нанокompозитных систем.

### Цель работы

Анализ особенностей структурно-фазового состояния и функциональных свойств вакуумных ионно-плазменных покрытий, полученных с использованием хром-наноалмазных мишеней и оценка влияния на эти особенности используемой технологии магнетронного распыления.

### Получение покрытий и методы исследования

Покрытия на основе хрома и НА детонационного синтеза получали на магнетронной напылительной установке конструкции ООО «ИНАКОТЕК Центр». Технология, использованная для нанесения покрытий в данной работе, была близка применя-

шейся для получения легированных хромом АПП [8,9]. При магнетронном распылении использовали мишени из массивного металла с отверстиями, заполненными НА порошком (т.н. «составные») и полученные методами порошковой металлургии (горячим прессованием или спеканием). Комплексное исследование включало дифрактометрию, анализ химического и фазового состава, микромеханических и трибологических свойств. Для сравнения были изучены также покрытия, полученные в сходных условиях распылением мишеней чистого хрома.

### Результаты исследования

Экспериментальные данные о химическом составе, структурно-фазовом состоянии, толщине, нанотвердости и модуле упругости образцов покрытий, осажденных с использованием «составных» хром-наноалмазных мишеней приведены в табл. 1, результаты трибологических испытаний – на рис. 1.

Покрытия 1–6, полученные распылением хрома и хром-наноалмазных мишеней, можно с учетом их химического и фазового состава разделить на две группы: (1) покрытия 1 и 3 со структурой хрома (получены в отсутствие азота; содержат ~ 90 ат. % хрома и ~ 10 ат. % углерода) и (2) покрытия, нанесенные в условиях дополнительного легирования азотом. Состав этих покрытий: [Cr] = 72...79; [C] – от 8 до 17 ат. %; остальное – азот. Покрытия этого типа являются многофазными: наряду с хромом образуются нитрид Cr<sub>2</sub>N или близкая ему структура Cr<sub>2</sub>N<sub>0,39</sub>C<sub>0,61</sub>. При этом, как хром, так и наблюдаемые его фазы являются наноструктурированными (размер ОКР  $D \approx 20...60$  нм). Из данных табл. 1 следует также, что на размер субзерна в покрытиях могут влиять некоторые технологические факторы. Так, снижение доли азота в рабочей атмосфере приводит к увеличению  $D$  (образец 5), а ионная бомбардировка в условиях отрицательного потенциала смещения, поданного на образец, к его существенному уменьшению (образец 6).

Трибологические испытания (рис. 1, в) показали, что покрытия 1-4 даже при малых нагрузках  $P < 0,1$  Н разрушались практически сразу. В то же время у покрытий 5–6 трибологические свойства оказались выше, и при  $P = 0,1$  Н они оставались

вполне работоспособны, а значительные колебания величины коэффициента трения  $f$ , связанные с началом фрикционно-усталостного разрушения, наблюдались только при  $P = 0,15$  Н, что, по-видимому, можно объяснить присутствием в напылительной атмосфере азота.

Таблица 1. Покрyтия, полученные магнетронным распылением хрома и детонационных НА из составных мишеней, условия их напыления (объемное отношение газов в смеси, потенциал смещения  $U_{см}$ ), толщина, химический и фазовый состав, размер ОКР и результаты измерений нанотвердости и модуля упругости

№ обр.	Тип покрытия	Условия напыления	Химический состав, ат. %			Толщина, мкм	Фазовый состав	Размер ОКР $D$ , нм		$H$ , ГПа	$E$ , ГПа
			Cr	C	N			Cr	фазы Cr		
1	Cr	Ar	90,7	9,3	–	7,9	Cr	400	–	3,7	176
2	Cr + N <sub>2</sub>	Ar + N <sub>2</sub> (5:1)	78,2	7,5	12,2	8,9	Cr+Cr <sub>2</sub> N	60	30	13,5	197
3	Cr+НА (составная)	Ar	91,3	8,7	–	9,4	Cr	35	–	6,8	273
4	Cr+НА + N <sub>2</sub> (составная)	Ar + N <sub>2</sub> (5:1)	75,9	7,6	14,3	6,6	Cr+Cr <sub>2</sub> N	20	25	17,7	225
5	Cr+НА + N <sub>2</sub> (составная)	Ar + N <sub>2</sub> (7:1)	72,5	16,4	8,1	8,3	Cr + Cr <sub>2</sub> N <sub>0,39</sub> C <sub>0,61</sub>	100	80	17,3	202
6	Cr+НА + N <sub>2</sub> (составная)	Ar + N <sub>2</sub> (7:1); $U_{см} = -60$ В	78,6	8,0	11,6	7,8	Cr+Cr <sub>2</sub> N	5	10	25,0	281
7	Cr-НА (спеченная)	Ar	58,5	40,6	–	6	Cr+ Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub>	13	14	29,6	338

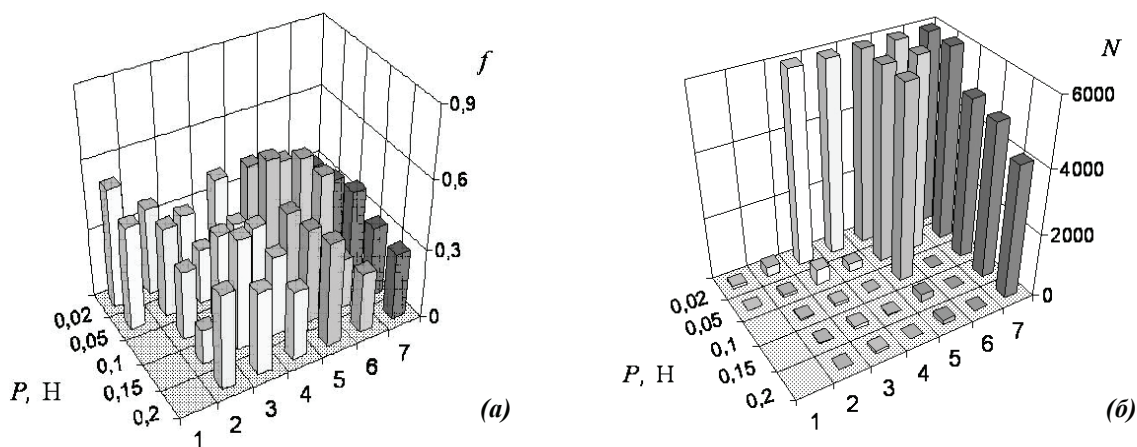


Рис. 1. Зависимость  $f$  – коэффициента трения (а) и  $N$  – числа циклов до разрушения покрытий (б) от нагрузки  $P$ . Цифровые обозначения образцов соответствуют приведенным в табл. 1.

Сопоставление данных трибологических испытаний в условиях высоких контактных нагрузок (рис. 1) с результатами измерений микромеханических свойств, приведенными в табл. 1, выявило наличие определенной корреляции между работоспособностью покрытий (длительностью стабильной работы фрикционного контакта, определяемой через число циклов до разрушения  $N$ ) и величиной  $H$ . Это позволяет предположить, что длительность стабильной работы фрикционного контакта с ростом твердости покрытия должна повышаться.

Действительно, из покрытий, полученных с использованием составных мишеней, три (образцы 4–6), имеют нанотвердость  $\sim 17$  ГПа или выше. Согласно данным трибологического эксперимента, длительность стабильной работы, определяемая, как число циклов, предшествующих началу роста  $f$ , в этом случае несколько выше. Можно

предположить, что нанотвердость покрытий с высокими показателями работоспособности должна быть на уровне  $\sim 30$  ГПа или выше.

Как было показано в [4], твердость покрытий, полученных с применением вакуумной ионно-лучевой технологии осаждения, может меняться в широких пределах и растет с увеличением массового содержания ультрадисперсных НА в спеченных хром-наноалмазных расходоуемых катодах. В этой связи было решено получить покрытия с большим содержанием углерода, изменив технологию изготовления мишеней. Для того, чтобы добиться равномерного распределения хрома и порошка НА в мишени, было решено использовать методы порошковой металлургии.

Были изготовлены мишени двух типов – компактированные методом горячего прессования и спеченные.

Первый тип мишени был сильно неоднородным.

родным по составу и структуре. Он имел низкую механическую прочность, делавшую его непригодным для использования в качестве источника распыляемых материалов при магнетронном напылении.

Второй тип мишеней, полученных спеканием хрома и наноалмазного порошка, оказался менее пористыми, с характерным размером отдельных частиц в них менее 5 мкм, механически более прочным и имел, как показало исследование, более равномерный состав, что позволило применить их для неактивного магнетронного осаждения.

Полученное с их использованием покрытие, обозначенное номером 7 а табл. 1, было двухфазным () и наноструктурированным. Размер ОКР хрома и карбидной фазы  $Cr_7C_3$  в нем составлял ~ 10 нм. Результаты наноиндентирования и трибологических испытаний покрытия подтвердили наличие высоких функциональных свойств. Нанотвердость  $H$  оказалась ~ 30 ГПа, причем однородность микромеханических свойств поверхности покрытия была выше, чем у покрытий 1-6, полученных ранее распылением составных мишеней. Число циклов до резкого увеличения коэффициента трения при испытаниях на трибометре составляло  $4000 \leq N \leq 6000$  во всем диапазоне используемых нагрузок (см. рис. 1, б), хотя коэффициент трения покрытия был достаточно высоким, ~ 0,3.

Таким образом, было установлено, что покрытия, полученные неактивным (ионным) распылением в аргоне спеченной мишени на основе хрома и детонационных НА, оказались наиболее работоспособными – они простояли более 4000 циклов испытаний при максимальной нагрузке  $P = 0,2$  Н, что значительно превышает показатели прочих покрытий, рассмотренных в данной работе. Это может служить подтверждением перспективности использования спеченных мишеней при вакуумном ионно-плазменном получении хром-наноалмазных покрытий с высокими трибологическими свойствами, обладающих композитной структурой.

## Выводы

1. Проведено исследование химического состава, структурно-фазового состояния, микромеханических и трибологических свойств покрытий, наносимых магнетронным распылением составных хром-наноалмазных мишеней и мишеней, полученных спеканием хромового и наноалмазного порошков.
2. Показано, что структура, формирующаяся при нанесении покрытий, носит композиционный характер и представлена фазами, образованными в результате взаимодействия, как компонентов мишени друг с другом, так и с азотом, входившим в состав рабочей атмосферы.

3. Установлено, что из исследованных покрытий наиболее высокими трибологическими свойствами в условиях тяжело нагруженного контакта обладают покрытия, осажденные магнетронным распылением мишеней, полученных спеканием хрома и наноалмазов детонационного синтеза.
4. Использование наноалмазосодержащих мишеней, приготовленных спеканием, позволяет повысить трибологические свойства нанокompозитных хромуглеродных покрытий, полученных магнетронным распылением.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 15-08-05264). Благодарим М.И. Петрижика за измерения микромеханических свойств методом инструментального наноиндентирования.

1. Долматов В.Ю. Ультрадисперсные алмазы детонационного синтеза: Свойства и применение // Успехи химии. 2001. Т.70. № 7. С.687-708.
2. Долматов В.Ю. Детонационные наноалмазы: Синтез, строение, свойства и применение // Успехи химии. 2007. Т.76. № 4. С.375-397.
3. Андреев М.А., Чекан В.А., Маркова Л.В., Кузнецова Т.А. Атомно-силовая микроскопия как метод исследования структуры тонких ионно-лучевых покрытий на основе хрома // 4-й Белорусский семинар по сканирующей зондовой микроскопии. Сборник докладов. Гомель: ИММС НАНБ. 2000. С.60-63.
4. Gassner G., Mayerhofer P.H., Mitterer C., Kiefer J. Structure-property relations in Cr-C/a-C:H coatings deposited by reactive magnetron sputtering // Surf. Coat. Technol. 2005. V. 200. P.1147-1150.
5. Хрущов М.М. Легированные алмазоподобные покрытия триботехнического назначения // Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В.Москвитина. М.: ЛЕНАНД. 2013. С.78-113.
6. Хрущов М.М., Атаманов М.В., Марченко Е.А., Левин И.С., Дубравина А.А., Петрижик М.И. Алмазоподобные покрытия с нанокompозитной структурой, получаемые реактивным магнетронным распылением хрома в смеси  $Ar + C_2H_2 + N_2$ , и их трибологические свойства // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2014. Т.78. №1. С.37-45.
7. Хрущов М.М., Марченко Е.А., Атаманов М.В., Левин И.С., Тарелкин Ю.А. Влияние состава активной атмосферы на трибологическое поведение покрытий, получаемых реактивным магнетронным распылением хрома в смесях ацетилен-азот и ацетилен-воздух // Трение и износ. 2016. Т.37. № 5. С.529-539.

## ТЕМПЕРАТУРНАЯ СТОЙКОСТЬ БЕНТОНИТОВЫХ СМАЗОК

<sup>1</sup>Самусенко В.Д., <sup>2</sup>Соленов В.С., <sup>2</sup>Татур И.Р., <sup>1</sup>Буяновский И.А.

<sup>1</sup>ФГБУН Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [samusenkovd@gmail.com](mailto:samusenkovd@gmail.com)

<sup>2</sup>ФГБОУ ВО «РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина», Москва, Россия.

Проведено исследование температурной стойкости бентонитовых смазок на основе нефтяного (И-40А) и синтетического (ПАО-10) масел с добавлением фторопласта, дисульфида молибдена и нитрида бора. Показано что, бентонитовые смазки, приготовленные на основе масла И-40А, имеют более высокую смазочную способность.

**Ключевые слова:** пластичные смазки, бентонитовые смазки, температурная стойкость, коэффициент трения, дисульфид молибдена, нитрид бора, фторопласт

Бентонитовые смазки с содержанием твердых добавок применяются для смазывания промышленных механизмов, работающих в условиях высоких нагрузок, высоких температур и загрязненной среды – механических домкратов, шарниров подъемных кранов, опорно-поворотных устройств, тяжело нагруженных валковых мельниц и прессов, асфальтоукладчиков и других промышленных механизмов. [1]

Получают бентонитовые смазки загущением нефтяных и синтетических масел продуктами обработки бентонитовой глины. Глины очищают от абразивных примесей, после чего их обрабатывают гидрофобизирующими составами, чаще всего органическими аминами, многоатомными спиртами, их эфирами, поливинильными соединениями и др. Эти смазки по объёмно-механическим характеристикам подобны мыльным. [2] Для получения эффективных бентонитовых смазок необходимо использование в их рецептуре присадок и наполнителей.

Бентонитовые смазки не имеют температуры каплепадения, они не плавятся при любых реальных температурах применения пластичных смазок. Однако максимальные температуры их применения обычно не выше 150 °С, что вероятно связано с недостаточной термостойкостью гидрофобизирующих добавок. Такие смазки обладают достаточно высоким пределом прочности, который незначительно уменьшается с температурой. Вязкостно-скоростная и вязкостно-температурная характеристики бентонитовых смазок и их водостойкость вполне удовлетворительны. [3]

**Цель работы.** Оценка эффективности действия трибологических добавок в бентонитовых смазках на основе разных дисперсионных сред.

### Материалы и методы

Испытываемые смазки приготовлены на основе нефтяного И-40А и синтетического ПАО-10 масел с добавлением присадок (фторопласт, BN, MoS<sub>2</sub>). Физико-химические свойства полученных бентонитовых смазок приведены в таблице 1.

Таблица 1. Физико-химические свойства бентонитовых смазок

Основа	Загуститель, добавки	Пенетрация, мм <sup>-1</sup>	Предел прочности, Па			Вязкость при 0 °С и среднем градиенте скорости деформации 10 с <sup>-1</sup> , Па*с	Коллоидная стабильность, %
			20 °С	50 °С	80 °С		
И-40 А	бентонит (15%)	173	1950	1050	654	260	6,21
	бентонит (15%), фторопласт (10%)	156	3710	2243	1120	614,8	4,50
	бентонит (15%), MoS <sub>2</sub> (15%)	106	3498	1600	1083	721,9	2,27
	бентонит (15%), BN (5%)	153	3220	1220	870	434,8	3,75
ПАО-10	бентонит (15%)	206	2500	–	420	220	4,30
	бентонит (15%), фторопласт (10%)	132	3480	2770	850	593,4	4,95
	бентонит (15%), MoS <sub>2</sub> (15%)	139	2650	1840	1100	533,8	3,40
	бентонит (15%), BN (5%)	184	2670	–	450	195,5	5,97

Для оценки трибологических показателей использовался температурный метод оценки смазочной способности на четырёхшариковой машине КТ-2 [4], в котором реализована низкая скорость относительного перемещения трущихся тел (0,24 мм/с), что практически устраняет фрикционный нагрев, а температура в узле трения задаётся от внешнего источника тепла. Исследование проводилось в диапазоне температур 30-250 °С. Температура узла трения ступенчато повышалась со скоростью 5 °С в минуту. Коэффициент трения оценивался в течение 60 с через каждые 10 °С. Осевая нагрузка 107,8 Н, контактная нагрузка на один шар равна 44,2 Н, а давление в контакте верхнего и каждого из нижних шариков (по Герцу) составляет примерно 2 ГПа. Для испытаний использовались шарики из стали 100Cr6 диаметром 7,94 мм.

В таблице 2 приведены результаты испытания некоторых бентонитовых смазок на стандартной четырёхшариковой машине по ГОСТ 9490-75.

Таблица 2. Трибологические характеристики бентонитовых смазок по ГОСТ 9490-75

Основа	Загуститель, добавки	Критическая нагрузка, кгс	Нагрузка сваривания, кгс	Диаметр пятна износа, мкм
И-40А	бентонит (15%), фторопласт (10%)	160	500	960
	бентонит (15%), MoS <sub>2</sub> (15%)	150	>630	858
	бентонит (15%), BN (5%)	–	–	1025
ПАО-10	бентонит (15%), фторопласт (10%)	133	400	990
	бентонит (15%), MoS <sub>2</sub> (15%)	–	–	–
	бентонит (15%), BN (5%)	–	–	1055

### Результаты и обсуждение

Проведенное исследование температурной стойкости бентонитовых смазок (рис. 1-3) показало, что смазки приготовленные на основе нефтяного масла И-40А обеспечивают лучшую смазочную способность, чем смазки на основе синтетического масла ПАО-10. При температурах выше критической происходит разрушение структуры смазки, что приводит к потере смазочной способности, это особенно заметно в случае с бентонитовыми смазками на основе ПАО-10, где в результате разрушения структуры смазки происходит выделение масла.

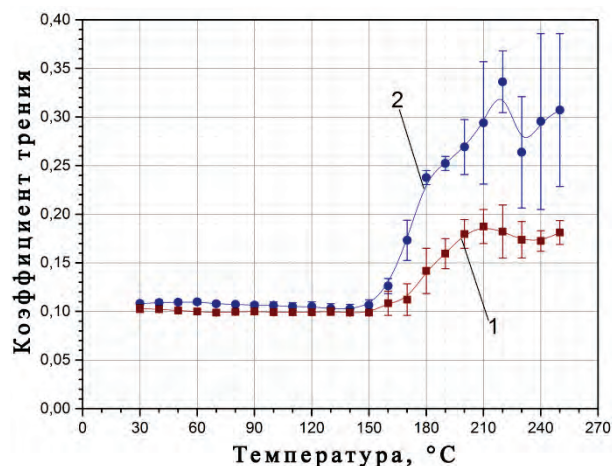


Рис. 1. Зависимости коэффициента трения от температуры  
1 – И-40А (бентонит (15%), фторопласт (10%))  
2 – ПАО-10 (бентонит (15%), фторопласт (10%))

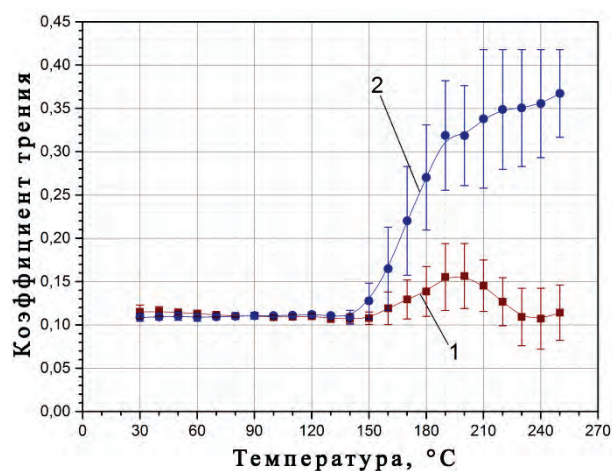


Рис. 2. Зависимости коэффициента трения от температуры  
1 – И-40А (бентонит (15%), BN (5%))  
2 – ПАО-10 (бентонит (15%), BN (5%))

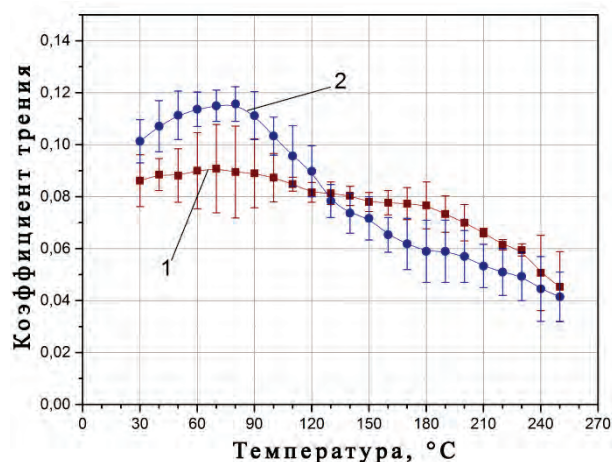


Рис. 3. Зависимости коэффициента трения от температуры  
1 – И-40А (бентонит (15%), MoS<sub>2</sub> (15%))  
2 – ПАО-10 (бентонит (15%), MoS<sub>2</sub> (15%))



Бентонитовая смазка с фоторопластом (рис. 1) не зависимо от основы имеет критическую температуру 150 °С, однако коэффициент трения смазки на основе И-40А ниже как до наступления критической температуры, так и после.

Смазка с нитридом бора (рис. 2) на основе масла И-40А также показывает лучший результат. Критическая температура бентонитовых смазок на основе И-40А и ПАО-10 – 150 и 140 °С соответственно. Смазка на основе ПАО-10 после критической температуры разрушается и теряет смазочную способность.

Испытание бентонитовых смазок с  $\text{MoS}_2$  (рис.3) в заданном интервале температур не показало критической температуры, что, по всей видимости, связано с образованием на поверхностях трения модифицированного слоя. В результате чего происходит снижение коэффициента трения при повышении температуры. До 130 °С коэффициент трения смазки на основе И-40А ниже, при дальнейшем повышении температуры ниже коэффициент трения у смазки на основе ПАО-10, хотя значения достаточно близки.

#### **Заключение**

Исходя из полученных данных, можно сделать вывод, что бентонитовые смазки на основе нефтяного масла И-40А обладают лучшей температурной стойкостью по сравнению со смазкой на основе синтетического масла ПАО-10. После наступления критической температуры коэффициент трения находится на более низком уровне, что,

по всей видимости, объясняется наличием поверхностно активных веществ в нефтяном масле, которые обеспечивают смазочную способность и устойчивость структуры смазки к разрушению при высоких температурах. В то время как структура смазки на синтетическом масле разрушается и теряет смазочную способность.

Бентонитовые смазки приготовленные с добавлением дисульфида молибдена обеспечивают низкий коэффициент трения, даже после температуры при которой обычно происходит разрушение смазочного слоя, это можно объяснить образованием на поверхности трения модифицированного слоя.

#### **Список литературы**

1. Курбатов М.В., Любинин И.А. Влияние компонентного состава бентонитовых смазок // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2013. – №3. – С. 18-22.
2. Химмотология. Свойства и применение топлив, смазочных и специальных материалов: Учеб. пособие: В 2 ч. – Часть II. Свойства и применение смазочных и специальных материалов / В.Г. Спиркин, И.Г. Фукс, И.Р. Татур и др.; Под ред. В.Г. Спиркина, В.Л. Лашхи. – М.: Российский государственный университет нефти и газа имени И.М. Губкина, 2014. – 271 с.
3. Сеницын В.В. Подбор и применение пластичных смазок. – М.: Химия, 1969. – 376 с.
4. Матвеевский Р.М., Лашхи В.Л., Буяновский И.А. и др. Смазочные материалы. Антифрикционные и противозносные свойства. Методы испытаний. – М.: Машиностроение, 1989. – 192 с.

## ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ЛАЗЕРНО-УДАРНО-ВОЛНОВОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ К ЗАДАЧАМ УПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Г.Ж. Сахвадзе<sup>1</sup>, М.С.Пугачев<sup>1</sup>, Г.Г. Сахвадзе<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва

<sup>2</sup>Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова, г. Москва  
e-mail: [sakhvadze@mail.ru](mailto:sakhvadze@mail.ru)

Технология лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) материалов является инновационной технологией обработки материалов, при которой в приповерхностной области генерируются значительные сжимающие остаточные напряжения, которые способствуют существенному улучшению их прочностных, трибологических и эксплуатационных характеристик. В статье рассматриваются особенности упрочнения по технологии ЛУВО высоконагруженных элементов энергетического оборудования, таких как узлы трения. В качестве объекта исследований берутся классические узлы трения типа упорных или радиальных подшипников скольжения. Показано, что технология многократной ЛУВО повышает максимальные сжимающие остаточные напряжения на поверхности и продвигает их вглубь материала, существенно повышая при этом (до 40 %) их прочностные, трибологические и эксплуатационные характеристики.

Развитие современной техники ведет к созданию устройств, механизмов и узлов из деталей, изготовленных с прецизионной точностью. Это касается и деталей, контакт которых с другими деталями происходит при силовом взаимодействии и относительном перемещении их друг относительно друга. Чаще всего такие контактирующие конструктивные элементы представляют собой классические узлы трения типа упорных или радиальных подшипников скольжения. Как правило, опоры скольжения таких механизмов относятся к деталям прецизионного типа, работающих при высоких контактных давлениях. Классический подход при проектировании и создании таких опор скольжения заключается в создании адекватных условий функционирования по назначаемому ресурсу работы путем подбора подходящих материалов контактируемых элементов пары трения с обеспечением оптимальной прочности и износостойкости их рабочих поверхностей. В последнее время для постижения поставленных целей все чаще стала успешно применяться т.н. технология лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) материалов [1].

### Теоретические основы технологии ЛУВО.

Общая методология технологии лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) материалов следующая [2]: обрабатываемую поверхность (в нашем случае поверхностей узлов трения типа упорных или радиальных подшипников скольжения) покрывают непрозрачным для лазерного излучения слоем с низкой температурой испарения: черной краской, металлической фольгой или лентой (рис. 1). Сверху находится прозрачный слой, роль которого наиболее часто выполняет вода.

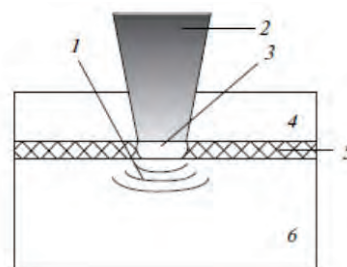


Рис. 1. Принципиальная схема технологии ЛУВО (лазерно-ударно-волновой обработки) материалов: ударная волна, 2 – лазерный импульс, 3 – плазма, 4 – прозрачный слой, 5 – непрозрачный слой, 6 – исследуемый материал

Энергия лазерного импульса поглощается непрозрачным слоем, что приводит к его мгновенному нагреву, испарению и формированию высокотемпературной плазмы, ограниченной с одной стороны поверхностью исследуемого материала, а с другой – прозрачным слоем, сдерживающим распространение плазмы. Вследствие ограниченности объема, давление резко возрастает до высоких значений (более 2 ГПа) и быстро распространяется в материал в виде ударной волны, которая способствует появлению в материале сжимающих остаточных напряжений. Если эти напряжения превосходят упругий предел Гюгонио, то материал деформируется пластически [3].

Рассмотрим процесс генерации давления при стесненной абляции. Для этого примем, что плазма является идеальным газом с корректирующим коэффициентом  $\alpha$  [4], характеризующим отношение термической энергии к внутренней энергии ( $\alpha=1$  для идеального газа), и учтем процессы нагревания, адиабатического охлаждения и заключительного расширения плазмы.

Процесс раскрытия поверхности раздела может быть выражено формулой Гюгоню [5]:

$$\frac{dL(t)}{dt} = \left( \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} \right) P(t) = \frac{2}{Z} P(t) \quad (1),$$

где  $L(t) = \int_0^t [u_1(t) + u_2(t)] dt$  является длиной плазмы

(равной толщине поверхности раздела в момент времени  $t$ ),  $u_1(t)$  и  $u_2(t)$  - перемещения материала и абляционного слоя в момент  $t$ ,  $P(t)$  - давление в плазме в момент времени  $t$ ,  $Z_1$  - импеданс материала конструкции (равен, например, для алюминия  $1,5 \times 10^7$  кг/м<sup>2</sup>с),  $Z_2$  - импеданс среды (равен 1,65 кг/м<sup>2</sup>с для воды) и  $Z$  - приведенный импеданс ударной волны. Если  $E_i(t)$  - плотность энергии плазмы и  $I(t)$  - интенсивность поглощенной энергии лазера, то закон сохранения энергии на отрезке времени с малым шагом  $dt$  будет иметь вид:

$$I(t)dt = P(t)dL(t) + d[E_i(t)L(t)]. \quad (2)$$

В важном частном случае, когда интенсивность лазерного излучения  $I_0$  постоянна, возникающее при этом давление можно определить следующей зависимостью [6]:

$$P = 10^{-9} \left( \frac{\alpha}{2\alpha + 3} \right)^{1/2} (Z I_0)^{1/2}. \quad (3)$$

В этой формуле давление измеряется в ГПа, импеданс - в кг/м<sup>2</sup>с, интенсивность - в Вт/м<sup>2</sup>.

**Определяющее соотношение.** При ЛУВО скорости деформации достигают величин  $10^6$  с<sup>-1</sup> и более, поэтому при расчетах напряженно-деформированного состояния используется упрощенная модель Джонсона-Кука (поскольку технология ЛУВО относится к нетермическим технологиям, тепловыми эффектами игнорируем) [7]:

$$\sigma = (A + B\bar{\epsilon}^n)(1 + C\dot{\bar{\epsilon}}^m), \quad (4)$$

где  $A, B, C, n$  - постоянные материала,  $\sigma$  - эквивалентные напряжения по Мизесу,  $\bar{\epsilon}$  - эквивалентные пластические деформации,  $\dot{\bar{\epsilon}}^* = \dot{\bar{\epsilon}}/\dot{\bar{\epsilon}}_0$  - безразмерные скорости деформации ( $\dot{\bar{\epsilon}}_0 = 1.0$  с<sup>-1</sup>). В наших исследованиях расчеты проводятся для конструкционной подшипниковой стали (Сталь-45). Его характеристики для формулы 4 приведены в [8].

**Конечноэлементное моделирование.** Конечноэлементное моделирование проводилось программным комплексом ANSYS (номер лицензии 660578). Чтобы избежать многих сложностей при вычислениях в быстропротекающей динамической задаче, вычисления производятся в симметричной конечноэлементной модели с размерностью  $4R \times 4R \times 2R$  [8], где  $R$  - радиус лазерного пятна (в нашем примере  $R=4$  мм.) (рис. 2). Размеры конечного элемента  $R/l_{xy} = 10$ ,  $R/l_z = 20$ , где  $l_{xy}$  - длина конечного элемента вдоль осей  $x, y$ ;  $l_z$  - длина вдоль оси  $z$ . Шаг по времени -  $\Delta t = 0,22$  нс.

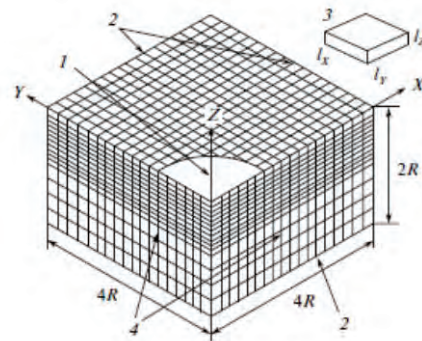


Рис. 2. Схема 3-D конечноэлементной модели: 1 - зона ЛУВО, 2 - неотражающиеся поверхности, 3 - конечный элемент, 4 - плоскости симметрии

**Результаты и их обсуждение.** Потенциал роста сжимающих остаточных напряжений после однократного ЛУВО, как показывают недавние исследования, остается довольно существенным [9]. На рис. 3 приведена кривая нагружения при многократном импульсном воздействии на той же области, рассчитанные по формуле [3].

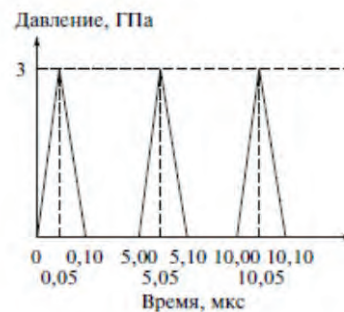


Рис. 3. Кривая нагружения при многократном импульсном воздействии

На рис. 4 представлены распределения сжимающих остаточных напряжений по поверхности (а) и вглубь материала (б). Очевидно, что при повторных воздействиях происходит рост как самих остаточных напряжений, так и глубины их проникновения. Количественно это выглядит следующим образом: максимальные сжимающие остаточные напряжения  $\sigma_x$  после второго воздействия увеличиваются от 349 МПа до 485 МПа (т.е., почти на 40%), а зона пластических воздействий - от 0,67 мм до 0,91 мм (на 35,8%). После 5 воздействий на одном и том же месте, максимальные сжимающие остаточные напряжения  $\sigma_x$  увеличиваются до 604 МПа, а зона пластических воздействий - до 1,05 мм. При увеличении числа импульсов после 5 материал исчерпывает весь потенциал к росту остаточных напряжений (наступает своеобразное «насыщение» и они остаются стабильными). Качественно аналогичные эффекты наблюдаются при обработке по технологии ЛУВО узлов трения, изготовленных из других материалов (титановые, алюминиевые, никелевые сплавы) [8].

Таким образом, технология многократной ЛУВО повышает максимальные сжимающие остаточные напряжения на поверхности и продвигает их вглубь материала, существенно (согласно методике, изложенной в [7], также до 40 %) повышая при этом прочностные, трибологические и эксплуатационные характеристики высоконагруженных элементов узлов трения транспортных систем.

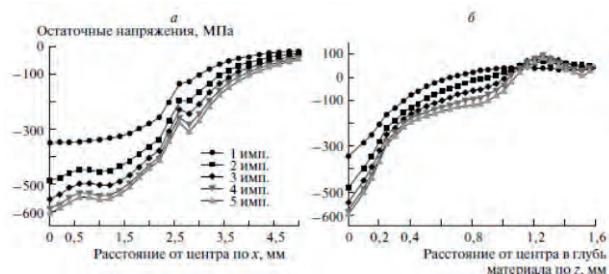


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений  $\sigma_x$  при многократном импульсном воздействии: по поверхности вдоль оси  $x$  (а); вглубь материала по оси  $z$  (б)

**Выводы.** Представлено конечноэлементное моделирование технологии лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) высоконагруженных элементов узлов трения транспортных систем. Показано, что применение технологии многократной ЛУВО повышает максимальные сжимающие остаточные напряжения на поверхности и продвигает их вглубь материала, существенно (до 40 %) повышая при этом их прочностные, трибологические и эксплуатационные характеристики.

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 субсидии № 14.607.21.0191 от 26.09.2017 г., проект RFMEFI60717X0191.

1. Зельдович Ю.Б., Райзер Ю.П. Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений. – 3-е изд., исправл. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2008. – 656 с.
2. 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
3. Sakhvadze G.Zh., Gavrilina L.V., Kikvidze O.G. Influence of Laser Spot Overlap Effect on Residual Stresses during Laser-Shock-Wave Processing of Materials // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2016, Vol. 45, No. 3, pp. 258–265. DOI: 10.3103/S1052618816030146.
4. 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.
5. 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.
6. 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.
7. Kumar D., Akhtar S., Patel A., Ramkumar J., Balani K. Tribological performance of laser peened Ti-6Al-4V // Wear. - 2015 - V. 322-323. – P. 203–217.
8. Sakhvadze G. Zh., Gavrilina L.V. Single and Multiple Laser Shock Processing of Materials // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. Vol. 44. No. 6. pp. 549–554. DOI: 10.3103/S105261881506014X.

## ВЛИЯНИЕ ЭКСТРЕМАЛЬНЫХ КЛИМАТИЧЕСКИХ ТЕМПЕРАТУР НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ПОЛИМЕРНЫХ И КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В УЗЛАХ ТРЕНИЯ

Седакова Е.Б., Козырев Ю.П.

Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург, Россия; elenasedakova2006@yandex.ru

Получено выражение для расчета допустимой нагрузки на узел трения с учетом температуры окружающей среды, фрикционного нагрева и температуры стеклования полимера.

**Ключевые слова:** узел трения, полимер, композит, температура стеклования, допускаемая нагрузка

**Введение.** В последние годы в районах Крайнего Севера Российской Федерации активно разрабатываются запасы углеводородов, необходимых для обеспечения ведущих отраслей промышленности. Одним из условий ввода в эксплуатацию месторождений минеральных ресурсов Арктики является развитие на новой технической основе транспортно-коммуникационной системы [1]. Надёжность и долговечность эксплуатации механического оборудования во многом зависит от работоспособности узлов трения. Сложность обеспечения нормальной работы трибосопряжений в районах Крайнего Севера заключается в необходимости обеспечения работоспособности механизмов при низких климатических температурах до минус 60 градусов по Цельсию. Необходимо отметить, что в арктическом регионе в летние месяцы наблюдаются подъемы температуры в до плюс 30 и выше градусов. Это приводит к дополнительному расширению рабочего температурного диапазона узлов трения оборудования, предназначенного для районов Крайнего Севера.

Относительно недавно в узлах трения начали применяться современные антифрикционные полимерные материалы. Как показали исследования, наиболее эффективным является их использование в виде матрицы композитов, которая должна определять прочность, водостойкость, химическую стойкость, огнестойкость, триботехнические свойства и допустимый температурный интервал эксплуатации материалов. Большинство из перечисленных качеств обладает политетрафторэтилен (ПТФЭ). Для повышения триботехнических характеристик ПТФЭ в него вводят различные типы дисперсных и волокнистых наполнителей, что приводит к повышению износостойкости материалов на его основе на один - два порядка. Этот эффект не определяется каким-то одним фактором. Так, в [2] показано, что пленки, включающие частицы наполнителя, имеют большую адгезию к контртелу и поэтому в меньшей степени подвергаются износу. С другой стороны структуры, образованные наполнителем воспринимают значительную часть внешней нагрузки, разгружая, таким образом, полимерную матрицу, что также способствует снижению износа материала [3]. Однако из-за сложности и многофакторности процессов взаимодействия матрицы и наполнителя вопросы износостойкости полимерных материалов с наполнителями остаются еще не до конца изученными. Например, в [4] показано, что необходимо учитывать физическое состояние, в котором находятся полимер и полимерный компо-

зит в диапазоне эксплуатационных параметров. В то же время при различных физических состояниях полимера происходит существенное изменение подвижности звеньев полимерных цепей, что может приводить к изменению адгезионного взаимодействия контртел в трибосопряжении [5].

ПТФЭ имеет температуру стеклования порядка минус 123 °С и поэтому при эксплуатации в узлах трения он чаще уже находится в высокоэластическом физическом состоянии, что может определять его низкую износостойкость. С другой стороны в [6] показано, что введение в полимерные материалы наполнителей приводит к существенному повышению температуры стеклования композита. В данной работе рассмотрено влияние фрикционного нагрева и наполнения на изменения физических состояний ПТФЭ и композита Ф4К20 на его основе, предложено соотношение для определения допустимой нагрузки полимерного материала с учетом температуры окружающей среды и тепловой нагруженности материала в узле трения.

**Экспериментальная часть.** Испытания материалов на износ проводились на трибометре, подробно описанном в [7], по схеме кольцо – плоскость при температуре окружающей среды 25°С. Исследовались образцы ПТФЭ и композита Ф4К20 (ПТФЭ+ 20 об. % кокса), размером 20×20 мм и высотой 6 мм. Контртело из стали 45 ГОСТ 1050-88 было изготовлено в форме кольца диаметром 10×8 мм. Путь трения  $L$  во всех экспериментах составлял 1000 м. При испытаниях материалов внешняя нагрузка в виде произведения контактного давления  $p$  и скорости скольжения  $v$  варьировалась в диапазоне 0,1-5 МПа м/с. Износ определялся в конце испытаний по измерению потери массы образца и, затем, рассчитывался коэффициент износа  $K$  по известной формуле. В конце каждого испытания осуществлялся контроль температуры измерением ее в центре боковой поверхности образца с помощью инфракрасного термометра UT 302 С. Коэффициент трения  $f$  рассчитывался по изменению величины тока электродвигателя [8].

**Теоретическая часть.** С целью оценки физического состояния полимерного материала, при котором происходит трение и износ, определялась температура в зоне фрикционного контакта по методике, описанной в [9]. Так как размер источника фрикционного нагрева был существенно меньше грани образца, для расчета поверхностной температуры можно рассматривать вариант методики, когда в квазистационарном режиме

фрикционная мощность равномерно распределяется по всему полимерному образцу. При этом расчетный нагрев поверхности образца  $\Delta t_p$  имеет одинаковую величину для всех граней параллелепипеда. Тогда для расчета поверхностной температуры можно использовать формулу Ньютона

$$\Delta t_p = t_s - t_c = \frac{P}{\alpha_K S}, \quad (1)$$

где  $P$  – мощность сил трения, поступающая в полимерный образец;  $\alpha_K$  – коэффициент теплоотдачи;  $S$  – площадь поверхности образца;  $t_s$  – температура грани образца;  $t_c$  – температура окружающей среды.

Величина  $P$  определяется по соотношению

$$P = (1 - K_T) f p v S_H, \quad (2)$$

где  $K_T$  – коэффициент распределения тепловых потоков, определяемый по формуле Шаррона [4];  $f$  – коэффициент трения;  $p$  – контактное давление;  $v$  – скорость скольжения;  $S_H$  – номинальная площадь контакта.

Подставляя (2) в (1) найдем величину  $\Delta t_p$  для различных величин  $p v$ . После определения поверхностных температур перейдем к рассмотрению температурного поля, создаваемого плоским прямоугольным источником энергии, расположенным на грани полимерного образца. Этот источник моделирует тепловой поток от зоны трения в образец. Величина  $p v_{max}$ , при которой достигается температура стеклования композита является наибольшей нагрузкой на узел трения при заданной температуре эксплуатации. Объединяя приведенные выше формулы, получим соотношение для средней поверхностной температуры источника энергии [9]

$$t_{\text{но}} = \frac{P \varphi}{\lambda L} + t_s = \frac{P \varphi}{\lambda L} + \Delta t_p + t_c, \quad (3)$$

где  $\varphi$  – специальная функция, определяемая по номограммам в зависимости от линейных размеров граней полимерного образца и размеров сторон плоского прямоугольного источника тепловой энергии [9];  $\lambda$  – теплопроводность полимерного материала.

Примем величину  $t_{cp}$  – за температуру стеклования композита. Температуру стеклования композита Ф4К20 на основе ПТФЭ следует определять по температуре поверхности контакта полимера  $t_{cp}$ , при которой происходит резкое возрастание коэффициента износа.

Подставляя в (3) выражения (1) и (2), перенося  $t_c$  в левую часть (3) и решая его относительно  $p v$ , получаем

$$p v = \frac{(t_{cp} - t_c)(\lambda L \alpha_K S)}{(1 - K_T) f S_H (\varphi \alpha_K S + \lambda L)}. \quad (4)$$

Таким образом, принимая в (4) величину  $t_{cp}$  за температуру стеклования полимерного композита и подставляя значение рабочей температуры

окружающей среды, получаем величину предельного значения совместной нагрузки  $p v_{max}$ , не допускающее переход материала в высокоэластическое состояние.

**Результаты исследования.** Для определения температур полимерных образцов, при которых происходят физические переходы по формальным признакам соотнесем величины  $K$  с температурой на поверхности трибоконтакта. Резкое возрастание величины  $K$  ПТФЭ происходит при  $t=250 \div 300^\circ\text{C}$ , приближающихся к температуре плавления кристаллитов равной  $327^\circ\text{C}$  [10]. С другой стороны для Ф4К20 резкое возрастание величины  $K$  происходит при  $t = 110 \div 124^\circ\text{C}$ , по видимому соответствующих переходу Ф4К20 от стеклообразного состояния к высокоэластическому. Существенно более высокая температура стеклования композита по сравнению с чистым ПТФЭ связана с особенностью пространственной структуры наполнителя в виде отдельных ячеек, в которых размещены частицы ПТФЭ. Размеры частиц ПТФЭ находятся в пределах 50-150 мкм. Эти размеры гораздо меньше размеров областей деформации при испытаниях чистого ПТФЭ. По теории Вейбулла прочность частиц ПТФЭ в композите должна быть достаточно высокой, тогда скорость протекания релаксационных процессов будет существенно уменьшаться.

**Вывод.** Получено выражение, пригодное для оптимизации подбора полимерного материала для узла трения по величине  $p v$  с учетом температуры окружающей среды, величины фрикционного нагрева и температуры стеклования материала.

1. Стратегия развития арктической зоны российской федерации и обеспечения национальной безопасности на период до 2020 года/ Интернет-ресурс: [https://minec.government.ru/activities/strat\\_plan/arkticzone/](https://minec.government.ru/activities/strat_plan/arkticzone/)
2. Bahadur S., Tabor D. The wear of filled polytetrafluoroethylene// Wear. 1994. V. 98. P. 1-13.
3. Козырев Ю. П., Седакова Е. Б. Влияние особенностей структуры композиционных материалов на основе политетрафторэтилена на снижение нагруженности матрицы// Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. N. 2. С. 40-45.
4. Седакова Е.Б., Козырев Ю.П. Влияние физического состояния на износостойкость политетрафторэтилена и композита Ф4К20 на его основе // Проблемы машиностроения и надежность машин. 2017. N. 3. С. 47-52.
5. Баргенов Г.М., Лаврентьев В.В. Трение и износ полимеров. Л.: Химия Ленингр. отд., 1972. - 239 с.
6. Адаменко Н.А., Казуров А.В., Зарщиков К.Ю., Седов Э.В. Исследование влияния наполнителя на трибомеханические свойства полиэфирэфиркетона// Известия ВолгГТУ. 2010. №4 (64). С. 52-54.
7. Козырев Ю.П., Седакова Е. Б. Метод определения допустимых нагрузок при трении с использованием эмпирического закона изнашивания // Вестник машиностроения. 2007. N. 6. С. 44-46.
8. Седакова Е.Б., Козырев Ю.П. Инженерная методика оценки поверхностной температуры полимерного элемента узла трения// Тр. IV Междунар. научно-практич. конф. «Инновации на транспорте и в машиностроении». Т. III / Под ред. В.В. Макарова. СПб.: Национальный минерально-сырьевой университет «Горный», 2016. С. 122-125.
9. Дульнев Г.Н, Семьяшкин Э.М. Теплообмен в электронных аппаратах. Л.: Энергия, 1968. 360 с.
10. Михайлин Ю.А. Термоустойчивые полимеры и полимерные материалы. СПб.: Профессия, 2006. 624 с.

## ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РАБОЧИХ ОРГАНОВ МАШИН ЛЕСНОГО КОМПЛЕКСА

В.В. Сиваков В.В., С.С. Грядунов

Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия; [sv@bgitu.ru](mailto:sv@bgitu.ru)

В статье рассматривается возможность применения различных вариантов упрочняющей обработки для повышения работоспособности режущих рабочих органов харвестеров. Установлена необходимость комплексного подхода к обеспечению работоспособности пильных цепей, заключающегося в изменении углов заточки, более тщательной подготовке и проведении упрочняющей обработки, учитывающей условия их эксплуатации, в том числе и в зимних условиях.

**Ключевые слова:** износостойкость, древесина, лесной комплекс, упрочнение.

Для заготовки и транспортировки древесины в настоящее время используется большой ассортимент машин:

- харвестеры;
- форвардеры;
- валочно-пакетирующие машины;
- роторные кусторезы;
- сучкорезные машины.

Основу машин для заготовки леса составляют харвестеры, которые не только валят лес, но и срезают сучья и кряжуют ствол. На стреле у них находится харвесторная головка, направленно сваливающая дерево, которая и производит все эти операции. Помимо этого она отрезает верхушки и формирует из хлыстов и стволов пачки.

Как правило, для срезания дерева харвестером используется машинная цепная пила. Использование харвестеров целесообразно при больших объемах заготовки древесины. Производительность работы харвестера зависит от скорости затупления инструмента-пильных цепей, что определяет необходимость выработки мероприятий по повышению его износостойкости.

Основные запасы деловой древесины Российской Федерации расположены в северных районах (Сибирь, Урал, Дальний восток, север европейской части страны) и ее добыча приходится на длительный зимний период, когда среднесуточная температура окружающей среды ниже  $-10-15^{\circ}\text{C}$ .

В этих условиях инструмент подвергается интенсивному изнашиванию вследствие повышения прочностных свойств древесины и охрупчивания материала инструмента, засоренности древесины абразивными частицами и выходит из строя за счет уменьшения рабочей части зубьев из-за переточек [1, 2]. Кроме того, наблюдается выход пильных цепей из строя вследствие разрыва по проушинам соединительных звеньев. Их разрыву предшествует образование сетки микротрещин вследствие снижения сопротивления хладноломкости термообработанного металла.

В процессе работы происходит затупление инструмента, т.е. ухудшение режущих свойств, качества обрабатываемой поверхности, рост силовых нагрузок и энергозатрат на выполнение процесса обработки, представляющее собой сложный физико-механический процесс, включающий механическое диспергирование, тепловой и окисли-

тельный износ, электрохимическую коррозию, абразивный износ и другие виды, проявляющиеся в различных сочетаниях [3].

Степень влияния каждого вида на режущую способность инструмента определяется комплексом факторов, относящихся к материалу инструмента и обрабатываемой древесине, а также к процессу резания. Факторы, определяющими интенсивность изнашивания инструмента при обработке мерзлой древесины условно можно разделить на управляемые и неуправляемые. К первым относятся качественное начальное состояние поверхностных слоев инструмента, его геометрические параметры, физико-механические характеристики инструментального материала, условия взаимодействия инструмента с древесиной. Во вторую группу входят температура окружающей среды и древесины, влажность древесины.

Следует отметить, что при обработке древесины в условиях положительных температур микровыкрашивание характерно только на начальном этапе работы. При резании же мерзлой древесины механизм изнашивания лезвия может протекать преимущественно за счет интенсивного микровыкрашивания и сколов [4, 5], при этом доля выкрашивания в общем износе дереворежущих инструментов достигает 40-60%. Причем, размеры и количество выкрошин увеличиваются с понижением температуры.

Существенное влияние на выкрашивание режущей части инструмента оказывает ее микрорельеф. Следы механической обработки являются концентраторами напряжений и в значительной степени подвергаются разрушающему действию динамических нагрузок. Так, риски от абразивных зерен шлифовального круга приводят к интенсивному изнашиванию лезвия в процессе работы. Выкрашивание режущей кромки увеличивается при параллельном расположении шлифовальных рисков относительно лезвия.

Кроме того, что причинами выкрашивания могут быть структурные изменения микрообъемов режущей части инструмента, происходящие при изготовлении, термообработке, заточке, доводке, эксплуатации.

Периодичность процесса резания приводит к цикличности нагрева-охлаждения реза, что вызывает появление термических напряжений в лез-

вии, приводящих к возникновению термоусталостных трещин в основном на передней поверхности, перпендикулярных режущей кромке. На задней поверхности, а со временем и на передней, образуются трещины, параллельные режущей кромке и инструмент быстро теряет работоспособность вследствие возникновения выкрошин крупных размеров. Так, для некоторых инструментальных материалов уже при  $N=10^5$  циклов может происходить усталостное выкрашивание режущего элемента. Периодичность процесса резания мерзлой древесины несколько снижает температуру лезвия за счет контакта с ледяными кристаллами, затрачивая при этом теплоту на процесс таяния льда. Однако, достигается высокая разность температур перед контактом резца с древесиной и после него, что может усиливать термические напряжения в материале резца.

Одним из направлений повышения износостойкости инструмента является изменение геометрических параметров, обеспечивающих благоприятные условия взаимодействия режущего элемента с обрабатываемым материалом. Например, при обработке мерзлой древесины следует уменьшить на  $5^\circ$  угол наклона горизонтальной режущей кромки и на 0,2-0,4 мм снизить ограничитель подачи, увеличить на  $3-4^\circ$  угол заточки горизонтальной режущей кромки зубьев пильных цепей [6].

Одним из способов повышения износостойкости могло бы стать применение наплавки зубьев износостойкими материалами, однако для цепных пил это труднодостижимо.

Совершенствование инструментальных материалов, обладающих более высокими физико-механическими свойствами, по сравнению с применяемыми, позволяет добиться повышения износостойкости инструмента. Так, установлено, что износостойкость стали 9ХФМ выше сталей 9ХФ и 80ХН2А, а сталь 7ХН2МФА имеет улучшенные характеристики по сравнению с 9ХФМ; износостойкость высокоуглеродистой хромистой стали Х12Ф в 1,5 раз выше износостойкости 85ХФ [7]. Однако процесс внедрения новых материалов для изготовления инструмента длителен и необходимость повышения износостойкости инструмента из него для конкретных условий эксплуатации остается.

Достижение благоприятного сочетания параметров качества поверхности режущих элементов возможно при их последовательном направленном формировании на стадиях изготовления и эксплуатации (термообработка, заточка, упрочнение). Однако твердость инструментального материала (HRCэ 40-43) в условиях поставки часто оказывается недостаточной для обеспечения сопротивления износу.

Обеспечить требуемую твердость (HRCэ 60-62) режущих элементов возможно упрочняющей обработкой. Одним из методов повышения изно-

стойкости является нагрев под поверхностную закалку токами высокой частоты (ТВЧ) или электро-контактным методом с формированием высокого уровня физико-механических свойств при сохранении исходной структуры в глубине лезвия, что обеспечивает повышенную износостойкость инструмента при адгезионном и абразивном механизме изнашивания.

Отмечается эффективность повышения износостойкости режущих рабочих органов лесозаготовительных машин магнитным способом [8]. Работоспособность пильных цепей при этом повышается в 1,5-1,8 раза, износостойкость на 15-20% в результате изменения структуры поверхностного слоя материала, повышения микротвердости и сопротивления ударным нагрузкам. Однако, невысокая производительность процесса упрочнения, необходимость выдержки перед эксплуатацией упрочненного инструмента и недостаточное повышение износостойкости ограничивают применение данного метода.

Фрикционно- упрочняющая обработка позволяет получить в поверхностном слое инструмента мелкодисперсную мартенситно-аустенитную структуру с карбидными включениями. Износостойкость пил увеличивается в 1,8-2,5 раза [9]. Преимущество метода в простоте и отсутствии специализированного оборудования, а недостатки заключаются в сравнительно невысокой производительности процесса, сложности упрочнения инструмента со сложной формой зубьев.

Многообразие методов упрочнения, однако, не свидетельствует о возможности применения всех их для цепных пил.

Наиболее перспективным представляется применение методов упрочнения рабочих поверхностей инструмента концентрированными потоками энергии, что позволяет широко варьировать характеристиками поверхностного слоя, добиваясь их благоприятного сочетания в локальных участках, задействованных в процессах изнашивания. Сочетание вязкого внутреннего и твердого поверхностного слоев позволяет воспринимать режущим элементам ударные нагрузки.

Износостойкость режущих элементов пильных цепей ПЦ-10 с увеличением энергии лазерного воздействия возрастает вплоть до появления микроплавлений на обрабатываемых поверхностях [4]. Износостойкость инструмента в случае резания мерзлой древесины повышается до 160%. Однако сложность оборудования и малая производительность процесса снижают эффективность этого вида упрочнения.

Применение электроискрового легирования приводит к повышению износостойкости дерево-режущего инструмента из стали 9ХМФ и 8Х6НФТ в 1,5-2 раза; износостойкость пильных цепей ПЦУ-30Б повышается в 2,7-3,2 раз [10,4]. Износостойкость инструмента зависит от матери-



ала электрода. Установлено, что при низких температурах возрастает эффективность комплексного легирования [11, 12].

Вместе с тем имеется и ряд недостатков электроискрового легирования, главными из которых являются формирование недопустимого уровня остаточных напряжений растяжения и шероховатость обработанных поверхностей.

Для устранения недостатков электроискрового легирования может использоваться комплексная обработка, заключающаяся в последующем плазменном воздействии на нанесенные покрытия, что приводит к увеличению износостойкости инструмента за счет снижения объема выкрашивания и уменьшения интенсивности затупления режущей кромки [13, 14]. Это обеспечивает более продолжительную работу инструмента между переточками и увеличивает его срок службы до полного износа.

### Выводы

Таким образом, можно отметить, что повышение работоспособности режущего инструмента харвестеров возможно в комплексе, который учитывает изменение углов заточки, подготовки его к работе и проведении упрочняющей обработки, учитывающей условия эксплуатации.

1. Памфилов Е.А., Петренко Н.М. К вопросу о механизме изнашивания дереворежущего инструмента // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 1978. № 3. С.148.
2. Сиваков В.В. Повышение износостойкости режущих рабочих органов лесозаготовительных машин и инструмента для резания мерзлой древесины. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. -Брянск, 2000.
3. Браун Э.Д., Евдокимов Ю.А., Чичинадзе А.В. Моделирова-

ние трения и изнашивания в машинах. М.: Машиностроение, 1982. 191 с.

4. Зотов Г.А., Памфилов Е.А. Повышение стойкости дереворежущего инструмента. М.: Экология, 1991. 304 с.
5. Памфилов Е.А., Сиваков В.В., Грядун С.С. Повышение износостойкости инструмента, работающего в условиях низких температур // В книге: Трибология - Машиностроению труды XI Международной научно-технической конференции. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова. 2016. С. 183-185.
6. Беловзоров Л.Н., Дмитриев С.В., Рудаков Ю.А., Матюшкин В.В. Цепные режущие устройства лесозаготовительных машин. М.: Лесн. пром-сть, 1982. 136 с.
7. Фонкин В.Ф. Выбор материала дереворежущего инструмента //Изв. вузов. Лесной журнал. 1986, №2. - С. 62-68.
8. Щербань В.Н., Косарев В.К. К вопросу о повышении износостойкости дереворежущего инструмента магнитной обработкой//Станки и инструменты деревообрабатывающих производств. 1982. С.32-35.
9. Кирик Н.Д. Упрочнение режущей части инструмента// Деревообрабатывающая пром-сть. 1995. №4. С.26.
10. Косарев В.К., Алютин А.Ф., Мухамедов Г.С. Увеличение износостойкости дереворежущих инструментов методом ЛЭН твердых сплавов//Станки и инструменты деревообрабатывающих производств. Л.:ЛТА, 1983. С.48-52.
11. Сиваков В.В. Исследования возможности повышения износостойкости деталей машин и инструмента комплексным методом // Новые материалы и технологии в машиностроении. 2005. № 4. С. 115-117.
12. Сиваков В.В. Формирование заданных характеристик поверхностного слоя инструментального материала воздействием концентрированных потоков энергии // Новые материалы и технологии в машиностроении. 2011. № 13. С. 96-98.
13. Памфилов Е.А., Грядун С.С., Сиваков В.В. Электрофизический способ упрочняющей обработки дереворежущего инструмента // Деревообрабатывающая промышленность. 2000. №1. С.16-18.
14. Памфилов Е.А., Грядун С.С., Сиваков В.В. Повышение износостойкости дереворежущего инструмента методом комплексного упрочнения// Вестник машиностроения. 2000. №3. С.45-46.

## ОБ ИЗНОСЕ КАНАЛА АРТИЛЛЕРИЙСКОГО СТВОЛА КАК НЕРАВНОВЕСНОМ ФАЗОВОМ ПЕРЕХОДЕ

Сидоров М.И., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В.

ПАО «Тураевское машиностроительное конструкторское бюро «Союз», г. Лыткарино.

Конкурентоспособность российской военной техники общеизвестна. Однако для ее поддержания на высоком уровне необходимо постоянно развивать и обновлять научно-технический задел в этой области. Существует большой задел в виде предложений артиллерийских систем, основанных на новых принципах метания и ряде других новшеств. Однако по-прежнему остается актуальной проблема износа и живучести артиллерийских стволов.

В связи с этим предлагается в качестве научно-технического задела рассмотреть приложение теории неравновесных фазовых переходов [1, 2] к процессу износа канала ствола. Предполагается, что на базе этой теории могут быть построены эффективные методы диагностики, использующие математический аппарат этой теории и возможности современной техники получения и анализа изображений, их контрастирования, сопоставления с известными, используя программы распознавания образов.

В настоящее время интенсивно развивается такое направление машиностроения, как инженерия поверхностных слоев, позволяющая повысить долговечность машин. Считается [3], что влияние шероховатости достаточно хорошо изучено, но недостаточно изученным остается энергетическое состояние поверхностных слоев. Это особенно важно для высокотемпературных, высокоинтенсивных процессов, каким является движение снаряда в канале ствола. Применительно к артиллерийским стволам представляет интерес рассмотрение диссипации энергии, которая должна включать как общий баланс, так и трансформацию энергии, в особенности изменения энергетической картины в ходе процессов преобразования в поверхностном слое материала, подверженного механическому, термическому и химическому воздействиям. Констатируется, что внутренняя поверхность ствола в химическом, термическом и механическом отношении неоднородна (трещины). Подчеркивается, что эта проблема является ключевой, но при этом отмечается, что механизм такого преобразования полностью не раскрыт до настоящего времени, и ввиду недостаточной изученности этих процессов, особенно высокоинтенсивных, делается заключение [3], что на современном этапе с практической точки зрения целесообразны экспериментальные исследования.

Однако такое заключение не вполне соответствует действительности, поскольку существует

подход, делающий упор именно на неоднородном состоянии материала, которое характеризуется высоким значением избыточной энергии. Этот подход базируется на теории неравновесных фазовых переходов, в рамках которой разрушение рассматривается именно как такой переход. Базовые термодинамические положения этой теории [1, 2] полностью соответствуют той картине, которая применительно к каналу ствола дана в [4]. Физическое состояние приповерхностного слоя под воздействием порохового газа (давление выше 300 МПа, температура выше 2700°C изменяется следующим образом: в первый момент в нем возникают напряжения растяжения за счет действия давления порохового газа. Затем приповерхностный слой нагревается за счет теплоотдачи порохового газа до высокой температуры и стремится удлиниться и расшириться. Но окружающие, не нагретые слои металла не дают ему этого сделать, в результате чего в этом слое возникают тангенциальные температурные напряжения сжатия, которые могут значительно превышать тангенциальные напряжения растяжения, создаваемые давлением порохового газа.

За счет линейного расширения нагретого приповерхностного слоя и изменения механических свойств материала в нем возникают напряжения сжатия. Сжатый тонкий слой действует на основную толщину ствола как дополнительное внутреннее давление; кроме того, он является источником теплоты. По окончании теплового импульса приповерхностный слой канала ствола начинает остывать, отдавая теплоту в основном остальному металлу ствола, напряжения сжатия в приповерхностном слое снимаются и возникают растягивающие напряжения за счет линейного укорочения. Таким образом, приповерхностный слой канала ствола под действием пороховых газов испытывает циклические нагрузки: растяжение - сжатие - растяжение. В результате с казенной части на поверхности канала ствола образуется сетка трещин, с постепенно уменьшающимися размерами ячеек к дульной части.

Предполагается, что разрушение конструкционного материала протекает аналогично формированию фронта кристаллизации по механизму спинодального распада. Решение задач кристаллизации [1, 2] продемонстрировало возможность получения дендритных, равноосных, полосчатых структур в вычислительном эксперименте, которые могут повторять структуры, наблюдаемые в эксперименте.

Это предположение может быть проиллюстрировано подобием структур, получаемых при

кристаллизации и разрушении (рис. 1, 2).

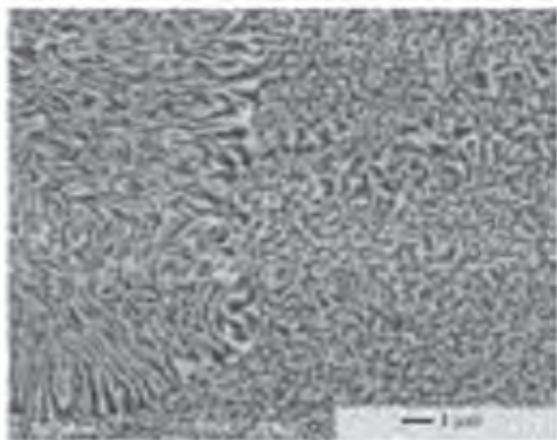


Рис. 1 Фазовое состояние в системе Pb-Ge-Te в зависимости от времени старения при 500°С [5]

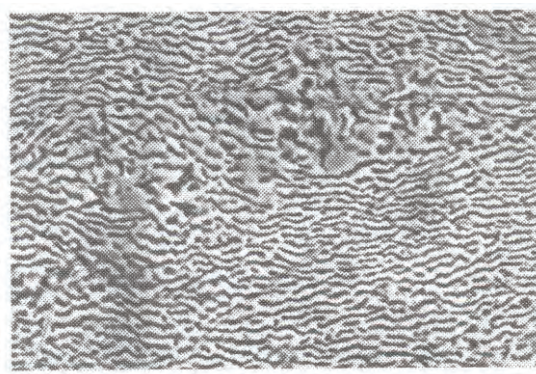
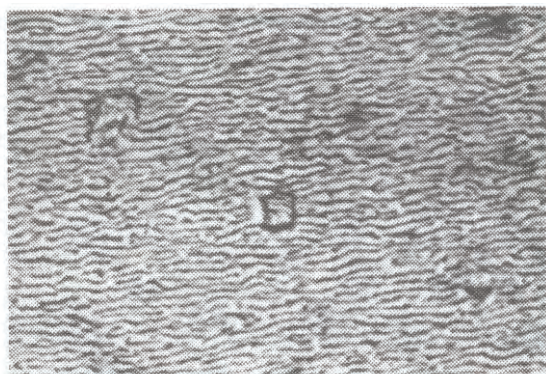


Рис. 2. Структура, формируемая на третьей стадии пластического течения никелевого сплава, которая приводит к разрушению образца [6]

Эти иллюстрации подсказывают, что путем сопоставления расчетных и экспериментальных изображений можно определить численные значения тех параметров, которые ответственны за формирование этих структур. Поскольку в математической модели основными определяющими факторами являются энергетические и геометрические, то отсюда следует вывод, что задача о распределении энергии в поверхностном слое канала ствола имеет

решение. Эксперимент необходим в качестве исходной информации для валидации математической модели. Это решение будет быть востребовано практикой диагностики каналов ствола при разработке соответствующего математического обеспечения, дающего возможность сопоставлять структуры, получаемые в натурном и вычислительном экспериментах, определяя значения управляемых параметров.

1. Яковлев Н.Н., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В. Проблемы реконструкции процесса направленной кристаллизации. // Доклады РАН, 2008, т. 421, № 5, С. 625 – 629.

2. Яковлев Н.Н., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В. Исследование процесса направленной кристаллизации методом математической реконструкции. // Доклады РАН, 2012, т. 445, № 4, С. 398 - 401.

3. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М., Гончаренко П.Д., Хайков В.Л. Живучесть нарезных и гладких стволов при использовании боеприпасов послегарантийных сроков хранения. Севастополь: Академия ВМС им. П.С. Нахимова, 2012, 208 с.

4. Дроздов Ю.Н., Юдин Е.Г., Белов А.И. Прикладная трибология (трение, износ, смазка). М.: Эко-Пресс, 2010, 604 с.

5. Gorsse S., Pereira P.B., Decourt R., Sellier E. Microstructure Engineering Design for Thermoelectric Materials: An Approach to Minimize Thermal Diffusivity. // Chem. Mater., 2010, № 22, P. 988 - 993.

6. Алексеев А.А., Каблов Е.Н., Петрушин Н.В., Филонова Е.В., Кочубей А.Я., Лукина Е.А., Зайцев Д.В., Тренингов И.А. Механизм потери устойчивости пластического течения монокристаллов высокорениевых жаропрочных никелевых сплавов. //Труды международной научно-технической конференции, посвященной 100-летию со дня рождения академика С.Т. Кишкина «Научные идеи С.Т. Кишкина с современное материаловедение». М.: ВИАМ, 2006, С. 168 – 171.

## ТРИБОХИМИЧЕСКАЯ КИНЕТИКА В МЕТОДАХ ВНУТРИБАЛЛИСТИЧЕСКИХ РАСЧЕТОВ

Сидоров М.И., Лукашев Е.А., Радкевич Е.В., Ставровский М.Е.

ПАО «Тураевское машиностроительное конструкторское бюро "Союз"», г. Лыткарино.

В современных условиях конкуренция в разработке и производстве новой техники, особенно военной, требует организации максимально быстрого ее проектирования, испытания и постановки на производство. Это, в свою очередь, заставляет разработчиков переходить к сокращению объема испытаний и натурального эксперимента, заменяя его вычислительным. Актуальность такой стратегии обусловлена, прежде всего, тем, что основные концепции новой техники хорошо известны конкурирующим сторонам. Эта стратегия может быть рассмотрена на примере автоматизации расчетов на износ и живучесть артиллерийских стволов.

В настоящее время считается, что надежная оценка живучести ствола не может быть проведена без привлечения опытных данных по существующим системам, близким к анализируемым. Поэтому важным этапом на стадии проектирования является подбор «аналога» - известной по живучести системы «ствол – заряд – снаряд» [1]. Ориентация на «ствол – аналог» означает, что проектировщик не имеет возможности далеко удалиться от «аналога» в пространстве признаков и характеристик. Такой классический подход сдерживает отработку принципиально новых и перспективных технических решений. Выход из этого положения может быть в том, чтобы все больше, но поэтапно, переходить на математическое обеспечение проектирования, базирующегося на фундаментальных принципах.

Уровень современного развития вычислительной техники и программирования, как считается [2], позволяет автоматизировать все известные способы решения основной задачи баллистики и баллистического проектирования ствольных систем. Высокое быстродействие компьютеров, их возможность вести параллельные вычисления делает возможным проведение моделирования газодинамических процессов при выстреле, решение оптимизационных задач и обратных задач внутренней баллистики.

Одной из разновидностей смешанных методов баллистического расчета является обобщенная термодинамическая модель, реализованная в стандарте стран НАТО – соглашение STANAG № 4367. В этой модели кинетическая энергия снаряда определяется энтальпией сгорания пороха и потерями, которые, в свою очередь, определяются полнотой сгорания пороха и трением. Считается, что физика процесса трения – силы трения с достаточной точностью еще не определены, и поэтому их учет производится на основе ряда допущений. Например, от

точки полного вреза ведущего пояса в нарезы до дульного среза трение принимается постоянным или уменьшающимся по линейному закону.

Однако, как известно, сила трения (коэффициент трения) достаточно сложным образом зависят от скорости скольжения. Так, в [3] представлено 9 характерных зависимостей (стр. 16, 17), выбор одной из них является также своего рода допущением. Этот вопрос (зависимость трения от скорости скольжения), по выражению Ахматова А.С., является одним из самых запутанных в триботехнике.

В связи с такой постановкой проблемы методы трибохимической кинетики, обобщенные в [4], представляют собой научно-технический задел для методического обеспечения внутрибаллистических расчетов. Эти методы позволяют строить зависимости силы трения (коэффициента трения) от скорости скольжения, которые в традиционных методах внутрибаллистических расчетов аппроксимируются линейными зависимостями (рост интенсивности трения, достижение максимума, далее снижение с выходом на постоянное значение). Трибохимическая кинетика дает возможность строить подобного рода зависимости, исходя не из априорных допущений, а опираясь на фундаментальные положения. Иллюстрация этого – два приведенных на следующей странице рисунка [4].

Формулировка модели топохимической кинетики адгезионного схватывания двух трущихся поверхностей сводится к следующему. В зоне пятен контакта образуются зародыши и растущие ядра схватывания («мостики сваривания Боудена»); здесь термин пятна контакта относится к движущимся поверхностям, а термин ядра схватывания к топохимической реакции адгезионного схватывания. На разрушение этих ядер требуется энергия, рассеиваемая на единицу пути; диссипация этой энергии есть трение.

Процесс образования ядер схватывания в области пятен контакта представляется как топохимическая реакция, которая протекает в двумерном реакторе. Определяются два процесса и две скорости – скорость перемещения и скорость топохимической реакции, или два характерных времени – время пробегания друг относительно друга двух поверхностей и время течения топохимической реакции до некоторого значения степени превращения (степени покрытия поверхности ядрами схватывания). Соотношения между этими скоростями или временами определяют характерные особенности конкретной реализации процесса тре-

ния. В такой постановке задача управления процессом трения сводится к управлению параметрами топохимических реакций – констант скоростей,

путем организации процессов адсорбции, десорбции, теплопереноса и массопереноса и других процессов в зоне пятна контакта.

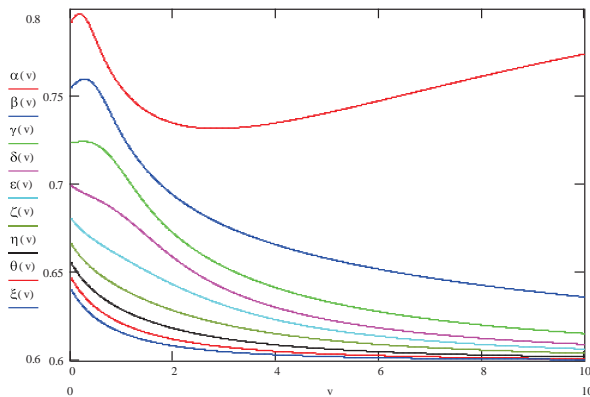
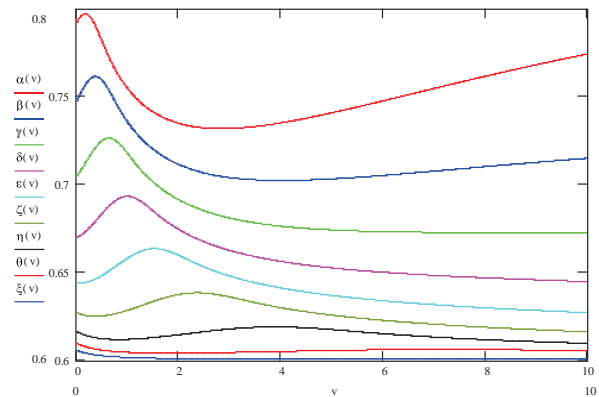


Рисунок. Кинетические характеристики процесса внешнего трения скольжения (характеристики Штрибска-Гарен)



Константы скоростей отдельных стадий могут быть получены из эксперимента путем решения обратной задачи кинетики, т.е. методами подбора значений этих констант наилучшим способом удовлетворяющих экспериментальным данным (для реализации этой процедуры разработана компьютерная программа).

Предполагается, что на поверхности существуют активные центры – зародыши, которые переходят в активно растущие ядра схватывания. Эти ядра по мере их разрастания перекрываются. Процесс образования и разрушения ядер схватывания происходит на движущихся поверхностях, т.е. химическая реакция происходит при движении контактирующих фаз. Такая ситуация соответствует химическим реакторам, идеализированными моделями которых являются реактор полного вытеснения и реактор полного перемешивания. Отличие заключается в том, что реакция протекает на поверхности, т.е. реактор является двумерным. Для

построения кинетической характеристики процесса трения принимается, что при нулевой скорости относительного перемещения контактирующих поверхностей реализуется ситуация, при которой достаточно времени, чтобы на максимально возможной поверхности пятен фрикционного контакта сформировались ядра адгезионного схватывания.

Данная концепция трения ассимилирует положения, сформулированные в трудах Ерофеева Б.В., Акулова Н.С. и Колмогорова А.Н.

1. Зайцев А.С. Проектирование артиллерийских стволов. СПб.: Балт. гос. техн. ун-т, 2007, 164 с.
2. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М., Гончаренко П.Д., Хайков В.Л. Живучесть нарезных и гладких стволов при использовании боеприпасов послегарантийных сроков хранения. Севастополь: Академия ВМС им. П.С. Нахимова, 2012, 208 с.
3. Вибрации в технике. / т. 2 под ред. И.И. Блехмана. М.: Машиностроение, 1979, 351 с.
4. Лукашев Е.А., Сидоров М.И. Трибохимическая кинетика внешнего трения. М.: Эко-Пресс, 2016, 344 с.

## ВИБРАЦИЯ РОТОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ И ПРОТИВОАВАРИЙНАЯ ЗАЩИТА О.Б. Скворцов<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия; [skv@balansmash.ru](mailto:skv@balansmash.ru)

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Обычно мониторинг вибрационного состояния и защита по превышению предельно допустимого уровня вибрации выполняются с использованием однокомпонентных датчиков вибрации. В качестве таких датчиков применение нашли пьезоэлектрические акселерометры для оценки абсолютной вибрации, а также вихретоковые бесконтактные проксиметры для оценки относительной вибрации. Каждый такой датчик имеет поперечные чувствительности, снижающие точность измерения. Наличие таких чувствительностей делает датчики источниками информации о вибрации во всех направлениях. Применение трех датчиков ориентированных на три основных ортогональных направления, с учетом изложенного, может за счет соответствующей обработки компенсировать погрешности и некоторые неисправности. Ортонормализация и дополнительная коррекция вектора сигналов, получаемого с датчика, позволяют измерить точные значения ортогональных составляющих вибрации в точке измерения для решения задач диагностики, и, одновременно, сформировать резервированные оценки вибрации по всем трем направлениям, что может быть использовано в системе противоаварийной защиты. Использование трехкомпонентного датчика вместо трех однокомпонентных существенно упрощает монтаж, уменьшает количество соединений и позволяет повысить точность, а также обеспечить функции резервирования и самоконтроля. Предпочтительность использования датчиков с большими значениями поперечной чувствительности значительно снижает требования к конструкции датчика и позволяет применять простые и дешевые датчики для точных измерений.

**Ключевые слова:** пространственная вибрация, нормы вибрации, роторный агрегат, диагностика, аварийная защита, гигацикловая усталость, резервирование, трехкомпонентный акселерометр, ортонормализация, самотестирование, компенсация деградации параметров

Нормативная база, касающаяся измерения и противоаварийной защиты по вибрации для роторного оборудования ориентирована на применение однокомпонентных датчиков вибрации [1,2]. При этом контроль вибрации в большинстве случаев проводится по нескольким ортогональным составляющим. Обеспечение высокой достоверности противоаварийной защиты предполагает либо резервирование, как измерительной аппаратуры, так и датчиков, либо реализацию алгоритмов логики защиты [3-5]. Применение резервирования, как возможность, заложено в большинство современных систем контроля, но на практике применяется весьма ограничено, поскольку требует кратного увеличения аппаратных затрат и соответствующего увеличения стоимости оборудования.

Применение логики защиты предполагает подтверждение аварийного состояния по одному из каналов увеличением уровня вибрации на одном или нескольких «соседних» каналах. Под соседними каналами подразумевается измерение по разным направлениям на одном или на соседних подшипниках. Анализ вибрации реального оборудования показывает, что рост вибрации по соседним каналам не всегда является типичным случаем [6]. Рост вибрации по одному направле-

нию, иногда сопровождается снижением вибрации по другой, соседней составляющей. Такая ситуация чаще встречается для агрегатов свойства которых в направлениях измерения существенно отличаются, например для горизонтально расположенных турбоагрегатов. Вертикальное расположение роторов, например в гидроагрегатах, обеспечивает большую симметрию конструкции и увеличение корреляционной связи сигналов [6].

Для горизонтальных агрегатов распространенным является применение двух датчиков вибрации, оси чувствительности которых ортогональны и направлены под углом 45 градусов к вертикали в плоскости перпендикулярной оси вращения агрегата [2,7], как показано на рис.1.

Каждый из одно- или трехкомпонентных датчиков с такой ориентацией, благодаря поперечной чувствительности, воспринимает не только проекции вертикальной и горизонтальной составляющих на измерительную ось, но и их комбинации в соответствии с матрицей  $S$  коэффициентов чувствительности (1).

Все сигналы на выходах трехкомпонентного датчика зависят от всех ортогональных составляющих вибрации объекта в месте установки датчика (рис.2).

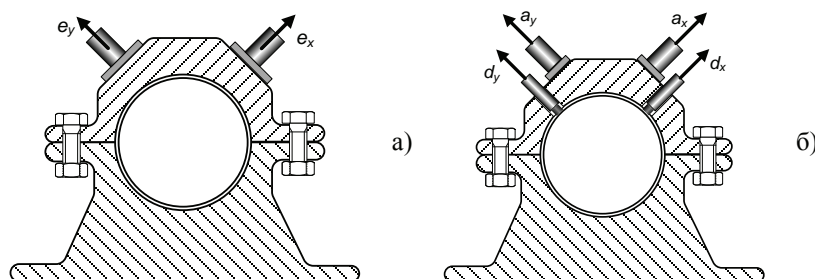


Рис.1. Контроль абсолютной вибрации корпуса (а) или корпуса и относительной вибрации вала (б), рекомендуемые для оценки абсолютной вибрации вала.

Это связано с тем, что «идеальные» векторы ортогонального базиса  $e_x, e_y, e_z$ , которые заданы в качестве измерительных направлений, не совпадают с реальным базисом векторов датчика  $e_\alpha, e_\beta, e_\gamma$ .

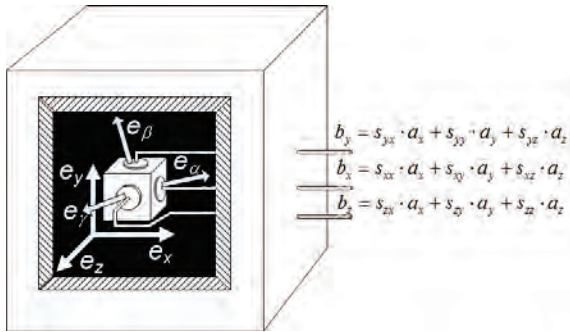


Рис.2. Трехкомпонентный датчик вибрации.

Измерение коэффициентов матрицы может быть выполнено [8] при калибровке на вибростенде, как показано на рис.3.

$$\begin{pmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_{ax} & s_{ay} & s_{az} \\ s_{bx} & s_{by} & s_{bz} \\ s_{gx} & s_{gy} & s_{gz} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} a_x \\ a_y \\ a_z \end{pmatrix} \quad (1)$$

Оценку вектора вибрации в исходном базисе из вектора сигналов  $U$  можно получить его умножением на матрицу корректирующих коэффициентов  $C$  [9,10]:

$$\begin{pmatrix} a_x \\ a_y \\ a_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} c_{ax} & c_{ay} & c_{az} \\ c_{bx} & c_{by} & c_{bz} \\ c_{gx} & c_{gy} & c_{gz} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix} \quad (2)$$

Для выполнения этих условий матрица должна быть равна матрице обратной матрице коэффициентов чувствительности. При этом не только выполняется поворот системы координат, но и обеспечивается компенсация поперечной чувствительности. Это обеспечивает измерение компонент вибрации в ортогональной системе координат с высокой точностью.

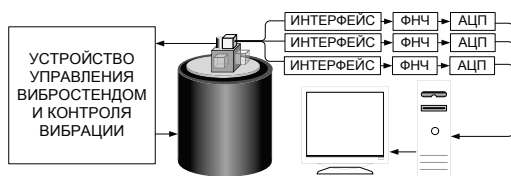


Рис.3. Стенд для калибровки трехкомпонентных датчиков с определением коэффициентов поперечной чувствительности

Для обеспечения логики защиты желательно использовать направления измерения более симметричные по отношению к конструкции оборудования, а с точки зрения диагностики предпочтительно выбрать направления с наиболее значительными отличиями, например горизонтальное, вертикальное и осевое для горизонтального роторного агрегата. Эти противоречивые требования мо-

гут быть удовлетворены умножением вектора сигналов также на дополнительную матрицу  $K$  корректирующих коэффициентов нормирующую и устраняющую влияние к поперечной чувствительности, но не выполняющую поворот базиса к горизонтальному, вертикальному и осевому направлениям, а направляющую измерительные оси в направлениях под углом в 45 градусов по отношению к ним.

Каждая компонента вектора  $U$  зависит от всех составляющих (горизонтального, вертикального и осевого), поэтому можно при использовании трехкомпонентного датчика обеспечить «резервирование», контролируя сигналы по всем трем выходам модуля, выполняющего матричное преобразование. Если необходимо получить три оценки для направления  $x$  коэффициенты корректирующей матрицы  $Kx$  должны удовлетворять решению матричного уравнения:

$$Kx \cdot S = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (3)$$

Можно также в качестве результата получить суммы мгновенных значений ортогональных составляющих сигналов  $a_x + a_y + a_z$ . Для этого матричное уравнение изменяется:

$$Kc \cdot S = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} \quad (4)$$

Для получения по первым двум каналам сумм вертикальной и поперечной вибрации, а по третьему независимой осевой составляющих, корректирующая матрица  $K_{xy,z}$  определяется из:

$$K_{xy,z} \cdot S = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 \\ 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (5)$$

Найти существующие единственные решения для (3)-(5) не представляет трудности.

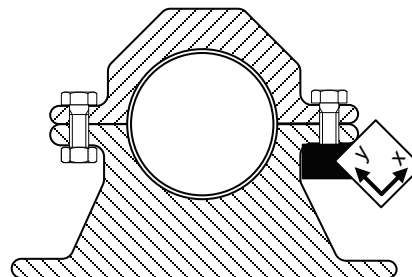


Рис.4. Установка двухкомпонентного датчика на опоре ротора.

Установка датчика как показано на рис.4, позволяет контролировать радиальную вибрацию, причем вертикальная и поперечная вибрация действует относительно симметрично на чувствительные элементы  $x$  и  $y$  датчика. Такая ориентация является аналогом типового расположения

датчиков, показанного на рис. 1.

Получение мгновенных значений сумм ортогональных составляющих в некоторых случаях может быть полезно для реализации функции защиты. Если составляющие не коррелированы, например, случайные, то при оценке средних квадратичных уровней для суммы в усредненную сумму войдут только квадраты слагаемых.

После ортонормализации с поворотом направления осей будут получены оценки суммы вертикальной и горизонтальной составляющих, которую можно рассматривать как характеристику радиальной вибрации.

Оценка радиальной вибрации по сумме мгновенных значений в соответствии с (5) основано на подавлении при вычислении СКЗ произведений ортогональных или некоррелированных составляющих.

### Выводы

Непрерывный вибрационный мониторинг для общей оценки состояния роторного оборудования, выполнение детального диагностического контроля и противоаварийная защита требуют разных подходов к сбору и анализу вибрационных данных. Важно обеспечить самоконтроль и дублирование измерений для обеспечения высокой достоверности противоаварийной защиты. На этапе диагностического анализа существенное значение имеет точность измерений. Применение векторной обработки сигналов от многокомпонентных датчиков позволяет совместить эти особенности в рамках единого аппаратно-программного комплекса. Применение для контроля пространственной вибрации трехкомпонентных датчиков, позволяет рассматривать процесс измерения как длительное параллельное испытание трех независимых одно-

компонентных датчиков. Сравнение результатов такого «испытания» позволяет без демонтажа датчика заметить уход параметров одного из таких датчиков и оценить величину такого ухода. Ортонормализация получаемого с датчика вектора сигналов и повороты осей чувствительности не только обеспечивают повышение точности для диагностики и синхронно формировать с повышенной достоверностью и малым временем измерения информацию для системы противоаварийной защиты.

1. ГОСТ Р 55265.2-2012 (ИСО 10816-2:2009) Вибрация. Контроль состояния машин по результатам измерений вибрации на невращающихся частях. Часть 2. Стационарные паровые турбины и генераторы мощностью более 50 МВт с рабочими частотами вращения 1500, 1800, 3000 и 3600 мин<sup>-1</sup>, 2013. 20 с.
2. ГОСТ Р 55263-2012 (ИСО 7919-2:2009) Вибрация. Контроль состояния машин по результатам измерений вибрации на вращающихся валах. Часть 2. Стационарные паровые турбины и генераторы мощностью более 50 МВт с рабочими частотами вращения 1500, 1800, 3000 и 3600 мин<sup>-1</sup>, 2013. 16 с.
3. РД 153-34.1-35.116-2001. Объем и технические условия на выполнение технологических защит теплоэнергетического оборудования электростанций с поперечными связями и водогрейных котлов (для оборудования, спроектированного до 1997 г. РД 153-34.1-35.116-2001 СПО ОРГРЭС М.: 2001. 46 с.
4. Гроза Л. О технологических защитах. / СТА, 2014. №1. С.90-97.
5. Системы противоаварийной защиты. Интеллектуальный подход. Emerson Process Management, 2004. 30 с.
6. Скворцов О. Б., Трунин Е. С. Автоматизация вибрационной защиты гидроагрегатов. Neftegaz.RU, 2012. №9. С. 76-83.
7. ГОСТ ИСО 10817-1-2002. Вибрация. Системы измерений вибрации вращающихся валов. Часть 1. Устройства для снятия сигналов относительной и абсолютной вибрации. 2007. 20 с.
8. Скворцов О. Б. Векторная обработка сигналов многокомпонентных датчиков вибрации в системах противоаварийной защиты. / Научные труды IV Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» М., Издательский дом «Спектр», 2015. С. 236 - 238.



## ВЛИЯНИЕ КРЕМНИЯ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЕЧЁННЫХ КОМПОЗИТОВ Al-Sn

А.Л. Скоренцев<sup>1,2</sup>, Н.М. Русин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Томский политехнический университет, Томск, Россия; [skoralexan@mail.ru](mailto:skoralexan@mail.ru)

<sup>2</sup>Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томск, Россия

Исследованы трибологические свойства композита (Al-12Si)-40Sn в условиях сухого трения по стальному диску. Композит был получен спеканием порошков сплава эвтектического состава Al-12Si и олова. Трибологические свойства нового материала сравнивались со свойствами спечённого сплава Al-40Sn. Было установлено, что при одинаковом содержании олова, износостойкость спечённых композитов с матрицей Al-12Si гораздо выше, чем у их аналога, хотя удельная сила трения образца по стальному диску мало зависит от присутствия кремния и приложенного давления.

**Ключевые слова:** сухое трение, спечённые антифрикционные алюминиевые сплавы.

### Введение и постановка задачи

Известно, что силумины (сплавы системы Al-Si) обладают повышенным сопротивлением истиранию, особенно сплавы эвтектического и заэвтектического составов [1]. Этот результат достигается благодаря формированию на поверхности трения силуминов структуры, удовлетворяющей правилу Шарпи для антифрикционных материалов с повышенной износостойкостью, обязанных содержать выступающие над поверхностью трения частицы твёрдой фазы, которые воспринимают внешнюю нагрузку, а в канавках между ними циркулирует жидкая смазка, охлаждая поверхность трения и вынося за её пределы частицы износа. Естественно, что в отсутствие жидкой смазки указанный принцип не работает. Поэтому для уменьшения темпов истирания алюминия схватыванием в случае граничного и сухого трения вводят наоборот не твёрдые, а мягкие добавки, способные размазываться по поверхности трения и формировать разделяющий контртело слой твёрдой смазки. Этот принцип заложен в основу создания так называемых самосмазывающихся сплавов на алюминиевой основе, где мягкими добавками выступают не взаимодействующие с матрицей металлы, и прежде всего олово (сплавы марки АО, ГОСТ 14113-78).

Такие мягкие сплавы имеют малую несущую способность. Повышать её нужно осторожно, поскольку предназначенные для упрочнения матрицы легирующие элементы при кристаллизации расплава попадают в олово и ухудшают его смазывающую способность. Лучше всего для повышения твёрдости алюминиевого сплава подходят не растворяющиеся в олове добавки, например, кремний, который образует с алюминием эвтектику. Однако обеспечить такие условия, чтобы кремний попал исключительно в алюминиевую матрицу, методами литейной металлургии затруднительно, особенно при наличии в расплаве большого количества олова, препятствующего контакту Al и Si.

В настоящей работе композиционный мате-

риал (KM) состава (Al-12Si)-40вес.%Sn был получен спеканием порошков сплава Al-12Si и порошков Sn. В этом случае кремний уже размещён в алюминиевой матрице, и задачей спекания в присутствии жидкого олова является создание между порошками сплава прочных границ. Такой подход для получения KM Al-Sn с большим количеством твёрдой смазки был опробован нами ранее, и полученные композиты с непрерывной алюминиевой матрицей демонстрировали существенное улучшение износостойкости по сравнению со сплавами АО традиционного состава [2]. Целью настоящей работы являлось исследование влияния вводимого кремния на сопротивление спечённых KM изнашиванию при сухом трении.

### Результаты и их обсуждение

Спекание порошковых прессовок проводилось в вакууме при температуре, не превышающей температуру эвтектики Al-Si (Двухступенчатый нагрев: 550°C; 1ч + 570°C; 10мин). Количество кремния в алюминиевых порошках составило ~ 12 % вес. Большое количество твёрдого кремния делает алюминиевые порошки жёсткими, из-за чего они плохо уплотняются при формовании сырых брикетов. Используемая температура их нагрева также недостаточно высока, чтобы существенно активировать самодиффузию алюминиевых атомов и ускорить твёрдофазное спекание частиц алюминиевого сплава, сопровождающееся усадкой прессовок за счёт формирования и роста шеек спекания между порошинками. Поэтому образцы после спекания оставались пористыми и были подвергнуты горячей допрессовке (250 °C), приводящей к снижению количества остаточных пор в KM < 1%. Из полученных прессовок вырезались образцы для триботехнических испытаний в отсутствие жидкой смазки по схеме «палец-диск» на триботестере фирмы «Tribotecnica» (France). Скорость скольжения стального диска при этом не менялась (0,6 м/с), путь трения составлял 500 м а давление выбиралось в интервале 1-5 МПа.

В ходе триботехнических испытаний было

установлено, что на стадии стационарного трения удельная (на единицу контактной площади) сила трения мало зависит от приложенного давления ( $P$ ). Однако на стадии притирки коэффициент трения ( $\mu$ ) неуклонно растёт по мере увеличения пути трения. Длительность периода притирки сокращается с увеличением приложенного давления. Типичные кривые трения исследуемых композитов приведены на рис. 1.

Из приведённых кривых следует, что определённая по закону Амонтона-Кулона величина  $\mu = F_{тр}/N$  убывает с ростом приложенного давления, хотя номинальная площадь фрикционного контакта образца с диском ( $S$ ) при этом не меняется. Поскольку  $N = P \cdot S$ , то понятно, что убыль  $\mu$  обусловлена математически, за счёт деления постоянной  $F_{тр}$  на растущую  $P$ . Поэтому для анализа особенностей фрикционного взаимодействия двух тел физически более правильно использовать величину удельной силы трения,  $f_{тр} = F_{тр}/S = \mu \cdot P$ . Тогда величину ( $\mu \cdot P$ ) мы можем определить из стандартной кривой трения на рис. 1 и убедиться, что она мало меняется с нагрузкой. При этом, чем выше приложенная нагрузка, тем ближе фактическая площадь контакта к номинальной (видимой), и тем точнее  $f_{тр}$  отражает истинную силу фрикционного взаимодействия контртел.

Так, на стадии притирки образцов величина  $\mu$ , согласно кривой трения, растёт, хотя величина  $S$  не меняется. Следовательно, либо растёт сила сопротивления единицы поверхности скольжению ( $f_{тр}$ ), либо при неизменной силе взаимодействия тел в точках контакта растёт число таких контактов, то есть, растёт фактическая площадь фрикционного взаимодействия образца и диска.

С другой стороны, общепринято, что притирка сопровождается сглаживанием поверхности трения мягкого тела и адаптацией его рельефа к форме твёрдого контртела. Такие изменения ландшафта поверхности трения всегда ведут к снижению силы механического взаимодействия трущихся тел. При неизменной величине нагрузки увеличение фактической площади контакта вследствие притирки должно привести к сниже-

нию действующей величины  $P$ , а с нею и к снижению  $f_{тр}$ .

Однако, как видим из рис. 1, такого снижения удельной силы трения на этапе притирки не происходит, наоборот она растёт. Можно предположить, что этот рост обусловлен увеличением числа пятен контактов и, следовательно, возросшей величиной силы адгезионного взаимодействия алюминиевых образцов со стальным диском, которые, как известно, составляют неблагоприятную склонную к схватыванию пару трения. В конце притирки сила фрикционного взаимодействия исследуемого композита с диском выходит на насыщение и далее почти не зависит от величины приложенного давления. Следовательно, объяснить вид кривой трения на стационарной стадии только адгезионным взаимодействием контртел нельзя. То есть, фрикционное взаимодействие КМ Al-Si-Sn с диском в отсутствие жидкой смазки является довольно сложным процессом, зависящим от целого комплекса точно не установленных, но действенных факторов.

Особенности взаимодействия поверхностей определяют силу сопротивления их взаимному смещению, то есть действующую при трении в тонком поверхностном слое силу сдвига. В случае усталостного или абразивного износа её периодическое воздействие на материалы контртел вызывает в подповерхностных слоях необратимые изменения, приводящие к росту несплошности, образованию здесь микротрещин, их слиянию и формированию частиц износа. То есть, интенсивность такого типа изнашивания материалов во многом определяется их механическими свойствами, зависящими от состава и структуры материала более слабого контртела.

Напротив, при адгезионном изнашивании (изнашивании схватыванием) решающее значение имеет природа трущихся тел и состояние их поверхности, и только затем уже их механические свойства. Введение в алюминий частиц кремния и олова как раз преследует цель ограничить адгезионное взаимодействие алюминия со стальным контртелом.

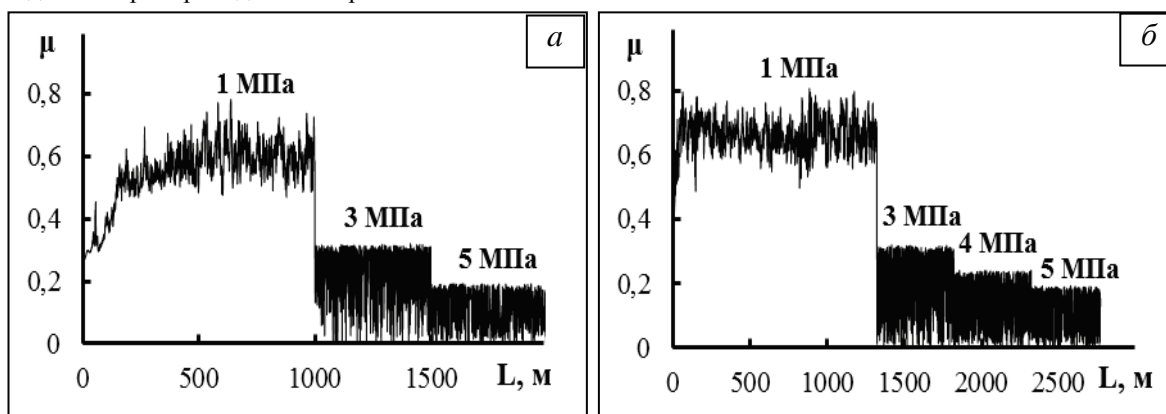


Рис. 1. Зависимость величины коэффициента трения ( $\mu$ ) спечённых сплавов Al-40Sn (а) и (Al-12Si)-40Sn (б) от длины пути трения ( $L$ ). Цифры у кривых – величина действующего давления

Ниже приведена таблица с данными по интенсивности изнашивания спечённого композита (Al-12Si)-40Sn. Здесь же для сравнения приведены данные по износу КМ Al-40Sn [2].

Таблица 1. Интенсивность изнашивания спечённых КМ при сухом трении

Сплав	Интенсивность изнашивания, мкм/м			
	Давление, МПа			
	1	3	4	5
Al-40Sn	0,10	0,18	0,26	0,24
(Al-12Si)-40Sn	0,10	0,14	0,21	0,18

Из приведённых данных следует, что при равном количестве олова износостойкость композита с легированной кремнием матрицей выше, чем у КМ с чистой алюминиевой матрицей. Причём эта разность увеличивается с ростом приложенного давления, тогда как коэффициент трения остаётся одинаковым (рис. 1). Для уяснения причин лучшей износостойкости КМ (Al-12Si)-40Sn рассмотрим структуру дорожки трения на стальном диске (рис. 2).

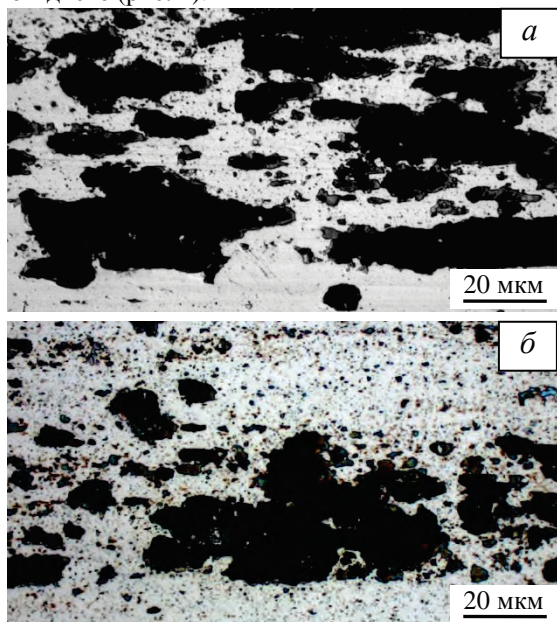


Рис. 2. Вид дорожки трения после контакта с КМ состава Al-40Sn (а) и (Al-12Si)-40Sn (б). P = 5 МПа

В обоих случаях на дорожке трения наблюдаются частицы, образовавшиеся в результате переноса материала КМ на стальную поверхность. При этом поверхность стального диска остаётся относительно гладкой, без борозд, появляющихся в результате царапания её твёрдыми частицами износа. Частиц в слое переноса больше, а слой толще и занимает большую площадь поверхности дорожки трения в случае КМ без кремния. Судя по многочисленным точкам на поверхности диска на рис. 2б, твёрдые мелкие частицы кремния не только защищают поверхность композита, но и внедряются в стальную поверхность, снижая, таким образом, вероятность схва-

тывания контртел.

То есть, в нашем случае коэффициент трения и изнашивание спечённых КМ связаны лишь опосредовано, в том смысле, что  $\mu$  определяет удельную силу трения, которая воздействует на поверхностный слой композита и постепенно вызывает в нём необратимые разрушительные изменения. Поскольку  $f_{тр}$  примерно постоянная, то интенсивность образования частиц износа определяется составом и свойствами алюминиевого КМ.

На дорожке трения на стадии притирки формируется слой переноса, который экранирует стальную поверхность и реализует механическое взаимодействие между контртелами. Слой дискретный, поэтому взаимодействует посредством углубления составляющих его частиц в поверхность алюминиевого образца. Когда в состав поверхностного слоя входят твёрдые частицы, то внедрение частиц переноса происходит на меньшую глубину. Интенсивность передоформации материала поверхности меньше, и разрушение его также не столь эффективно.

На основании представленных данных можно заключить, что добавки кремния в самосмазывающийся сплав Al-Sn действительно повышают его сопротивление к истиранию при сухом трении. С целью дальнейшего развития темы и улучшения износостойкости таких композитов было бы целесообразно определить в них оптимальное соотношение олова и кремния, а также оценить степень воздействия особенностей формирующейся структуры на трибологические свойства самосмазывающихся материалов на основе алюминия.

Работа выполнена в рамках проекта СО РАН (программа III.23.2.4) при частичном финансировании по проектам РФФИ № 16-08-00603 и №16-38-00236.

1. Алиева С.Г., Альтман М.Б., Амбарцумян С.М. и др. Промышленные алюминиевые сплавы: Справ. изд. М.: Металлургия. 1984. 528 с.
2. Rusin N.M., Skorentsev A.L., Kolubaev E.A. Structure and Tribotechnical Properties of Al-Sn Alloys Prepared by the Method of Liquid-Phase Sintering // Advanced Materials Research. 2014. V.1040. P.166-170.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ДЕТАЛЕЙ УЭЦН

Смирнов Н.И., Григорян Е.Е., Смирнов Н.Н.

Институт машиноведения РАН, Москва, Россия ([smir1947@yandex.ru](mailto:smir1947@yandex.ru)),  
АО Новомет-Пермь

Представлены результаты исследования эрозионного изнашивания материалов УЭЦН и насосных ступеней («промыв»). Показано, что механизм эрозионного изнашивания включает деформационное изнашивание и микрорезание. Разработан стенд центробежного типа для проведения испытаний материалов УЭЦН. Получено, что наибольшее воздействие на интенсивность эрозионного изнашивания оказывают скорость абразивных частиц при соударении с материалом, их тип, размер и концентрация.

**Ключевые слова:** установка электроцентробежного насоса (УЭЦН), эрозионное изнашивание, «промыв», порошковые материалы, испытания материалов на износ, абразивные частицы.

**Введение.** В процессе эксплуатации электропогружных центробежных насосов (УЭЦН) в пластовой жидкости, содержащей механические примеси, коррозионно-активные соединения, происходят процессы поверхностного разрушения, в частности, эрозионное изнашивание («промыв»). Механизм эрозионного разрушения деталей УЭЦН мало изучен, отсутствуют рекомендации по применению материалов в зависимости от перекачиваемой среды.

В настоящей работе проведены исследования механизма эрозионного разрушения материалов, влияния различных факторов на интенсивность изнашивания, получены расчетные зависимости. Также представлены результаты испытаний насосных ступеней на эрозионную стойкость.

**Метод исследования.** Для испытаний материалов на эрозионное изнашивание в абразивосодержащей и коррозионно-активной среде разработали стенд с испытательным узлом в виде центробежного ускорителя [1]. Отличительная особенность стенда заключается в однократном использовании абразива.

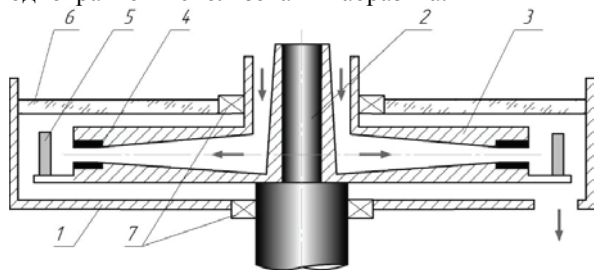


Рис.1. Схема испытательного узла стенда (1-камера, 2-вал, 3-ротор, 4-сопла, 5-образцы, 6-крышка, 7-уплотнения).

Критерием износостойкости материалов при испытаниях принимали интенсивность изнашивания  $I_3$ , [г/г], представляющую отношение массы изношенного материала к массе использованных абразивных частиц. В качестве абразива применяли кварцевый песок F100, корунд различной дисперсности F100, F40, F24. Испытания проводили при двух значениях скорости жидкости – 11 и 16 м/с и двух значениях угла установки образцов –  $90^0$  и  $45^0$ .

В качестве материалов образцов использовали имеющие широкое применение в

деталях УЭЦН порошковые материалы, нирезист, серый чугун, табл.1. Структура исследованных порошковых материалов либо феррито-перлитная, либо перлитная.

Таблица 1 Свойства материалов образцов

Номер	Марка материала	Микротвердость (HV <sub>100</sub> , кг/мм <sup>2</sup> )
1	ПК70Д15	344±31
2	ПК90Н4МГ2КД15	505±59
3	ПК10Х16Н9Д20	270±15
4	ПК10Х7Н4Д20	410±32
5	Нирезист (ЧН16Д7ГХШ)	310±29
6	Серый чугун	195±18

Интенсивность изнашивания материала представляем в виде зависимости от основных влияющих факторов

$$I_3 = KV^n f(\alpha) \quad ,$$

где:  $V$ - скорость частиц при ударе;  $K$  и  $n$  – константы, зависящие от характеристик абразива и материала образца;  $\alpha$  – угол удара частиц.

**Результаты и их обсуждение.** Исследование кинетики износа, рис.2, показало, что наблюдается линейный характер изменения износа во времени. В тоже время угол установки образца не соответствует углу соударения частиц с образцом.

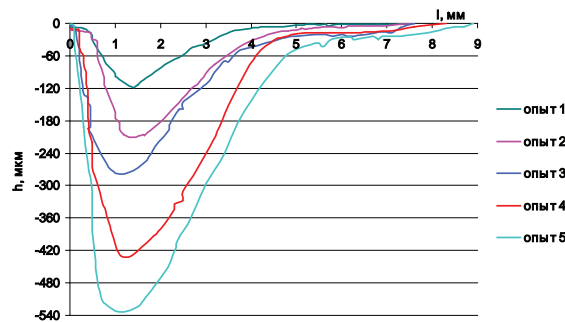


Рис.2. Изменение профиля изношенной поверхности материала 3 при  $V= 16$  м/с и  $\alpha =90^0$  ( $h$ -величина износа, мм;  $l$ -длина профиля, мм)

По этой причине проведены исследования угла соударения и механизма разрушения поверхности. Исследование изношенной поверхности на СЭМ показало, что механизм эрозионного разрушения

обусловлен пластическим передеформированием поверхности материала, накоплением усталостных повреждений и микрорезанием.

Замечено, что при испытании в воде с абразивом более твердый материал 2 имеет меньшие значения  $I_{\alpha}$ , чем остальные, табл.2. Влияние угла атаки малозначимо, кроме образца 2 и серого чугуна, где реализуется усталостный механизм разрушения.

В результате опытов получено, что показатель степени при  $V$  для исследованных материалов находится в диапазоне 2,5...3,0. Причем более высокое значение относится к более твердому материалу. При испытаниях с крупным корундом F24 и F40 значение  $n$  для порошковых материалов находится в более узком диапазоне 2,6...2,7.

Таблица 2. Результаты опытов

Материал	Абразив – кварц	
	$I_{\alpha} \cdot 10^6, \text{ г/г}$ (скорость струи 16 м/с)	
	Угол атаки - $45^{\circ}$	Угол атаки - $90^{\circ}$
ПК70Д15	1,9...2,2	1,9...2,2
ПК90Н4МГ2КД15	0,44...0,68	0,92...1,22
ПК10Х16Н9Д20	1,1...1,5	1,8...2,0
ПК10Х7Н4Д20	1,5...1,6	2,1...2,2
Серый чугун	3,8	7,2...7,7
нирезист	2,3...2,4	2,4...2,6

Вопрос влияния размера абразива на эрозионный износ является дискуссионным в технической литературе. Однозначное мнение не выработано. В процессе испытаний материалов с абразивом различных размеров выявлено, что с увеличением размера зерен увеличивается интенсивность изнашивания, рис.3. Т.е. для одинаковой массы абразива каждой фракции в опыте интенсивность изнашивания увеличивается с увеличением размера абразива.

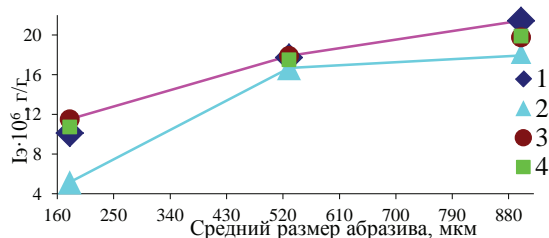


Рис.3. Зависимость интенсивности изнашивания от размера абразива ( $V=16\text{ м/с}$ ;  $\alpha=45^{\circ}$ )

Полученные результаты износостойкости материалов были соотнесены с износостойкостью рабочих ступеней типоразмера 5-44. Испытания проводили на стенде, представленном в [3].

- влияние концентрации абразива

Увеличение концентрации абразива в 8,6 раза привело к увеличению скорости эрозионного изнашивания рабочего колеса в 6,2 раза, направляющего аппарата в 6,8 раза, т.е. почти кратно. Необходимо отметить, что в процессе опытов наблюдали небольшой износ подвижных сопряжений, практически одинаковый по величине.

- влияние скорости потока

При изменении частоты вращения в два раза при одном и том же расходе скорость изнашивания рабочего колеса увеличилась в 2,6 раза, направляющего аппарата в 10,9 раз. Таким образом, при увеличении частоты вращения наибольшему эрозионному разрушению подвергается направляющий аппарат, что подтверждается практикой. В направляющем аппарате происходит торможение потока с большими углами столкновения частиц с поверхностью проточной части. Показатель степени в проведенных опытах для направляющих аппаратов равен  $\sim 3,4$ , т.е. имеет близкое значение.

- влияние типа абразива

При использовании в качестве абразива более крупного и твердого пропанита скорость изнашивания рабочего колеса увеличивается в 2,3 раза, направляющего аппарата – в 10,9 раза по сравнению с кварцевым песком. Однако при этом замечено смещение зоны максимального износа направляющего аппарата.

- влияние расхода

Испытания насосных ступеней в режиме с отличающимся в два раза расходом не показали существенных различий в скорости изнашивания.

## Выводы:

1. Наибольшее воздействие на интенсивность эрозионного изнашивания оказывают скорость абразивных частиц при соударении с материалом, их тип, размер и концентрация.
2. Установлено сильное влияние типа абразива на интенсивность изнашивания. Например, интенсивность изнашивания материалов в воде с корундом F100  $\sim$  в 5 раз выше, чем в воде с кварцем. Износ материала увеличивается при увеличении размера частиц.
3. Наибольшей эрозионной стойкостью при воздействии мелких абразивных частиц размерностью F100 обладает материал №2 (ПК90Н4МГ2КД15). При воздействии крупных частиц размерностью F40 и F24 разница измеряемых величин. При этом наиболее стоек в среде 2% HCl высоколегированный материал №3 (ПК10Х16Н9Д20) и нирезист.

[1] Пат. 2444719 Российская Федерация, МПК G 01 N 3/56. Способ испытания материалов на гидроабразивный и коррозионный износ / Н.И. Смирнов, Н.Н. Смирнов; опубл. 10.03.2012. Бюл. № 7.

[2] Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н. Исследование коррозионно-механического разрушения деталей УЭЦН // Инженерная практика 08 (2011) 22–26.

[3] Пат. 2371694 Российская Федерация, МПК G 01M 13/00 Стенд для исследования износа рабочей ступени центробежного насоса / Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н., Сви́дeрский С.В., Горланов С.Ф.; опубл. 27.10.2009. Бюл. №30

## ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ИЗДЕЛИЯХ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА КАБЕЛЬНОЙ ПРОДУКЦИИ

Н.А. Смоланов, С.С. Есаян, А.В.Медведев<sup>1</sup>,  
МГУ им. Н.П.Огарева, г. Саранск, Россия *smolanovna@yandex.ru*  
<sup>1</sup>ОАО «М – Кабель», г. Саранск, Россия

Исследовано влияние режимов ионно-плазменной обработки на механические свойства и структуру поверхности изделий для производства кабеля. Применение покрытий на основе карбонитридов титана и циркония в производстве кабельной продукции (волочение и нанесение полимерной пленки) показало улучшение триботехнических характеристик покрытий при повышении содержания азота в дуговом разряде.

**Ключевые слова:** ионно-плазменная обработка, пленки, адгезия, износостойкость, фазовый и элементный состав

### Цель

Одной из актуальных проблем в промышленности является повышение надежности и увеличение срока службы материалов путем модификации их поверхности за счёт нанесения функционального покрытия. Создание методов и технологий формирования поверхностей с оптимальными прочностными и триботехническими свойствами остается одной из главных и решаемых задач нанотехнологий [1-3]. Цель настоящей работы – получение и исследование тонких пленок на основе титана и циркония с целью создания износостойких антиадгезионных к полимерам покрытий деталей для производства кабельной продукции. При этом были решены следующие задачи: 1 – получение тонких плёнок на основе циркония при различных режимах работы катодного узла, 2 – исследование химического состава системы плёнка-подложка и его анализ, 3 – анализ фазового состава системы плёнка-подложка, 4 – определение микротвёрдости полученных образцов, 5 – исследование адгезии системы образец-полимер.

### Материалы и методы

Пленки карбонитрида титана и циркония с различным содержанием азота получали на модернизированной установке ННВ-6.6И4 [4] дуговым методом. Давление смеси азота и ацетилена, режимы работы катодных узлов и предварительные результаты испытаний на износ представлены в таблице 1. Ток дуги при одновременном распылении титана и циркония составлял 75 А.

Изучались фазовый, элементный составы и физико-механические (триботехнические) свойства покрытий, как в лабораторных условиях, так и на производственной линии (завод ОАО «М-Кабель», г. Саранск). Элементный состав поверхностей деталей определялся на спектрометре СПАРК 2М. Исследования структуры поверхности, фазового состава и твердости получаемой пленки проводились на дифрактометре ДРОН-6, микротвердометре ПМТ-3, профилометре 296, микроскопе МИМ-10.

Износостойкость деталей с покрытием для производства кабельной продукции определялось по внешнему виду покрытий (рис.1). Подложка для лабораторных исследований – образцы нержавеющей

стали 12Х18Н10Т, а также марки Ст1 и Ст3. Вальцы, дорны, фильеры и тяговые кольца были изготовлены из сталей марок Ст1, Ст3 и Ст45.

Таблица 1. Режимы нанесения покрытий

Номер режима	Расход азота см <sup>3</sup> /мин	Напряжение подложки U, В	Давление в камере P, Па
1	0,4	150	$2,2 \cdot 10^{-3}$
2	0,45	200	$7,0 \cdot 10^{-3}$
3	0,5	250	$2,0 \cdot 10^{-2}$
4	0,55	200	$2,4 \cdot 10^{-2}$
5	0,6	150	$8,7 \cdot 10^{-3}$



Рис. 1. Внешний вид деталей до- и после испытаний

В работе было изучено сцепление лабораторных образцов с нанесенными покрытиями с полимерным композиционным материалом ППИ 330 и полиэтилен марки 153-02К (исследована адгезионную прочность). Адгезионная прочность - прочность соединения, определяющаяся силами сцепления полимера с соединяемым им материалом (пленкой). Полимер был помещен между образцами с покрытием, расплавлен при  $T = 192$  С в печи с регулируемым температурным режимом и оставлен охлаждаться до комнатной температуры. Использовалась универсальная испытательная машина Шимадзу Автограф серии AG-X, укомплектованная экстензометром SSG-50-10 для измерения удлинения. Для испытания методом сдвига [5] были отобраны 5 образцов каждого из режимов. Измерение удлинения проводилось с помощью экстензометра при скорости нагружения 2 мм/мин в области эластичности. По

результатам испытания определяется сила, удлинение.

### Результаты и их обсуждение

На рисунках 2-3 в качестве примера показаны результаты испытания на растяжения для образцов с разными режимами нанесённого покрытия. Результаты представлены в виде зависимости силы растяжения от деформации (рассчитывается по удлинению, которое измеряется с помощью экстензометра). Итоговые результаты адгезионных испытаний сведены в таблицу 2.

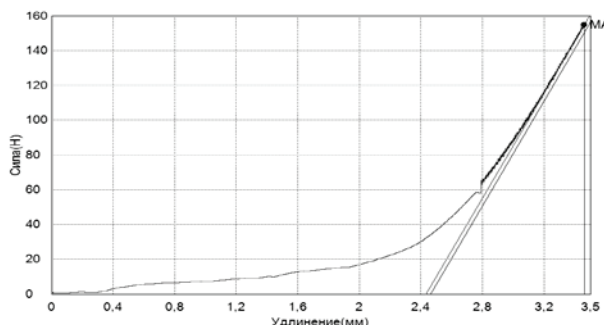


Рис.2. Диаграмма растяжения системы 1 - Полимер- Режим 4

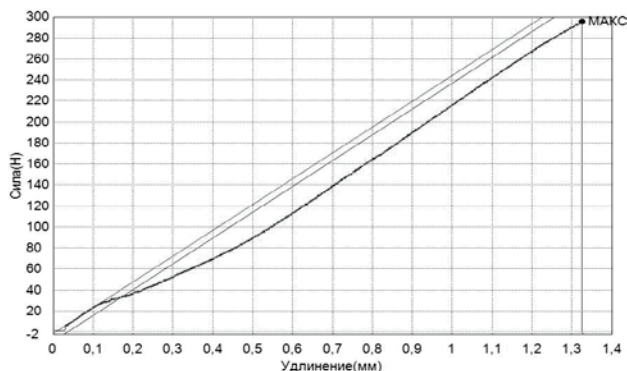


Рис.3. Диаграмма растяжения системы 1 – Полимер - Режим 1

Как следует из табл.2, наилучшую износостойкость и уменьшение адгезии к полимерам показали покрытия, полученные при повышенном содержании азота в вакуумной камере и потенциале подложки свыше 150 Вольт. Этот результат удовлетворительно согласуется с данными, имеющимися в научной литературе [6-8]. Ранее нами было предположено [9-10], что при образовании соединений типа фаз внедрения природа химической связи, начиная с 30% углерода, резко изменяется, в нитридах становится больше ковалентных связей.

Таким образом, снижение содержания азота в пределах области гомогенности (29,6-53,7% ат.) приводит увеличению доли ионных связей.

Таблица 2. Результаты механических испытаний

Номер режима образца	Модуль упругости, Н/мм <sup>2</sup>	Напряжение, Н/мм <sup>2</sup>	Макс. сила при разрыве, Н	Макс. напряжение при разрыве, Н/мм <sup>2</sup>
1	20,8198	0,18256	295,417	1,66902
2	10,5290	0,65563	162,919	0,92045
3	21,1182	0,78521	261,863	1,47945
5	27,4348	3,42849	332,626	3,53857
1 и 4	12,7730	0,80461	154,797	0,87456
1 и 5	8,02957	1,11145	214,640	1,21266

### Выводы

Освоена технология получения пленок на основе титана и циркония методом вакуумного дугового осаждения и исследованы их физико-механические свойства

Исследован химический и фазовый состав тонких плёнок, полученных электродуговым распылением на установке ННВ- 6.6И4

Проведен анализ микротвердости полученных образцов

Исследованы адгезионные свойства в различных системах образец-полимер

Установлено, что наименьшая адгезия полимера к пленке, полученной при 4-м режиме ионного осаждения (расход азота N - 0,55см<sup>3</sup>/мин., напряжение подложки U=200 В, давление в камере P= 2,4\*10<sup>-2</sup>Па ).

1. Ройх И.Л., Колтунова Л.Н. Защитные вакуумные покрытия на стали. М. Машиностроение, 1971, 280 с. 109.
2. Данилин Б.С. Применение низкотемпературной плазмы для нанесения тонких плёнок. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 320 с. 110.
3. Гаркунов Д.Н. Триботехника. М.: « Издательство МСХА», 2001, 618 с., ил. 280.
4. Колесник Л.Л., Моисеев К.М., Смоленов Н.А, Селезнёв А.В. // Пленки и покрытия-2013: труды 11-й Ме-ждународной конференции. 6 – 8 мая 2013 г. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013, с. 263-265.
5. Зимон А.Д. //Адгезия пленок и покрытий. М., Химия, 1977, 352 с.
6. Самойленко З.А., Пушенко Е.И., Н.Н. Ивахненко и др., Фазовые переходы в системе CNx + TiN при изменении напряжения смещения в процессе ионно-стимулированного роста, ЖТФ, 2007, том 77, вып.5, стр. 96-101.
7. Гороховский В.И., Оторбаев Д.К. О роли атомарного азота при синтезе нитридтитановых покрытий в вакуумном дуговом разряде // ФХОМ. – 1989.- № 2.-С.51 – 54.
8. Комаров Ф.Ф., Погребняк А.Д., Константинов С.В. ЖТФ, 2015, Т. 85, в. 10.
9. Смоленов Н.А., Бузлаев А.В., Панькин Н.А. Поверхность, 2006, № 10. С. 58-62.
10. Смоленов Н.А. Перспективные материалы, 2011, №12, с. 472-477.

## ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНАЯ КЛИНОВАЯ ПАРА

А.Н. Стариков<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Владимирский государственный университет, Владимир, Россия; [alstars@mail.ru](mailto:alstars@mail.ru)

В работе рассмотрены механические передачи, преобразующие движение посредством плоскости взаимодействия (наклонной плоскости). Представлено разделение передач данного вида на два класса. Даны обобщающие зависимости.

**Ключевые слова:** клиновой механизм, плоскость взаимодействия, механизм наклонной плоскости.

*Клиновый механизм* – механизм, звенья которого образуют только поступательные пары, [1, с.11].

Рассмотрим две схемы, рис.1. У обоих имеются только поступательные пары: тело *I* относительно тела *0*. Обе являются *механизмом* по определению.

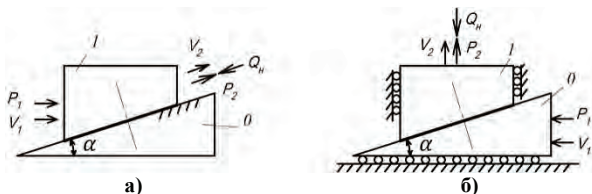


Рис.1. Механизмы с поступательными кинематическими парами  
 $V_1, V_2$  – скорость звеньев 1 и 2;  
 $P_1, P_2$  – входящая и выходящая сила  
 $Q_n$  – сила нагрузки.

Наличие неподвижного звена (стойки), не исключает схему рис.1,а из класса механизмов. Несложно рассмотреть её полный аналог с двумя звеньями, рис.2:

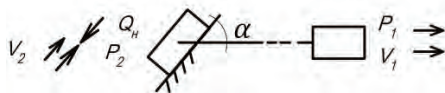


Рис.2. Двухзвенный механизм.

Обе системы на рис.1 механизмы по определению. Ниже представлена сравнительная таблица функциональных параметров. Очевидно, что это разные механизмы.

Таблица 1. Сравнительная таблица механизмов

	скорость	сила	кпд (прямой ход)
Рис.1,а	$V_2 = V_1 \cdot \frac{1}{\cos \alpha}$	$P_{2ид.} = P_1 \cdot \cos \alpha$	$1 - f \operatorname{tg} \alpha$
Рис.1,б	$V_2 = V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha$	$P_{2ид.} = P_1 \cdot \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha}$	$\frac{1 - f \operatorname{tg} \alpha}{1 + f \operatorname{ctg} \alpha}$

где  $f$  – коэффициент трения;

$P_{2ид.}, P_{2ид.}$  – выходные усилия для идеального случая,  $\eta = 0$ .

В пользу того, что на рис.1,а представлен *клин* говорит масса классических работ по механике, – А.Ф. Крайнова [2, с.153], О.А. Ряховского [3, с.38], В.Д. Борисова [4, с.48], и др.

В пользу того, что схема рис.1,б есть клин го-

ворят труды К.В. Фролова [5, с.240], Г.Н. Андреева [6, с.10], И.И. Артоболевского [7, с.44], [9, т.2, с.48]. Работа А.И. Турпаева эту схему называет «Клиновой механизм с малым трением в направляющих», [8, с.52].

Возникает вопрос, – какое из этих двух устройств есть истинно *клиновой механизм*? И как должен называться другой?

Кроме того, следует отметить, что случай ортогонального входного/выходного движения для схемы рис.1,б есть частный вариант общего вида, где участвуют два угла, –  $\alpha$  и  $\beta$ , рис.3.

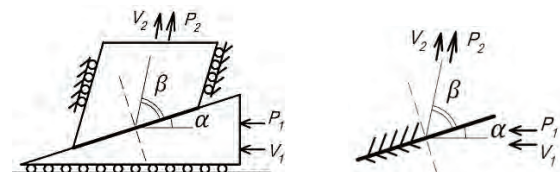


Рис.3. Клиновой механизм. Общий случай.  
 $\alpha$  – угол наклона входной силы относительно плоскости контакта звеньев;  
 $\beta$  – угол наклона выходной силы.

Для данной схемы для прямого хода будет справедливо<sup>1</sup>:

$$V_2 = V_1 \cdot \frac{\sin \alpha}{\sin \beta}, \quad (1)$$

$$P_2 = P_1 \cdot \frac{\sin \beta}{\sin \alpha} \cdot \frac{1 - f \operatorname{ctg} \beta}{1 + f \operatorname{ctg} \alpha}$$

Очевидно, что (3) и (5) для случая  $\alpha + \beta = 90^\circ$  преобразуются к каноническому виду:

$$V_2 = V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha,$$

$$\eta_{1,2} = \frac{\operatorname{tg}(\alpha)}{\operatorname{tg}(\alpha + \rho)}.$$

Таким образом, в работе показано, что для механизмов, в которых звенья образуют только поступательные кинематические пары имеет место два разных вида механизмов по функциональному признаку.

1. Теория механизмов и машин. Терминология. Буквенные обозначения величин. Под ред. Левитского Н.И., М.: Наука, 1984. Выл. 99.
2. Крайнев, Л.Ф. К 78 Словарь-справочник по механизмам.

<sup>1</sup> рассматривается случай передачи движения от звена *I* к *2*, – прямой ход.



— 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1987. — 560 с., ил.

3. Детали машин: Учеб. для вузов / Л.Л. Андриенко, Б.А. Байков, И.К. Ганулич и др.; Под ред. О.А. Ряховского. — М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002. - 544 с. - (Сер. Механика в техническом университете; Т. 8).

4. Алгоритмы автоматизации расчетов в лабораторных работах по теории механизмов: Метод, указ./ В.Д. Борисов, А.В. Байшев, А.В. Перевертайлов, и др. – М.: МГТУ “Станкин”, 1999, 64 с., УДК 621.01: 681.3 06 (075)

5. Теория механизмов и машин: Учеб. для вузов / К.В. Фролов, С.А. Попов, А.К. Мусатов и др.; Под ред. К. В. Фролова, – М.: Высш. шк., 1987. – 496 с.: ил.

6. Андреев, Г.Н. Теория механизмов и детали точных приборов: Учеб. пособие для машиностроительных техникумов / Г.Н. Андреев, Б. Н. Марков, Е. И. Педь. — М.: Машиностроение, 1987. – 272 с.: ил.

7. Артоболевский, И.И. Теория механизмов и машин: Учеб. для вузов – 4-е изд. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1988. – 640 с. ISBN 5-02-013810-X

8. Турпаев, А.И. Самогомозящиеся механизмы. М.: «Машиностроение», 1976, 208 с.

9. Артоболевский, И.И. Механизмы в современной технике. Справочное пособие. В 7 т. – 2-е изд., – М.: «Наука». Гл.ред. физ.-мат. лит.-ры, 1979.

## ВИБРАЦИЯ В МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ОБРАЗЦАХ ПРИ ПРОПУСКЕНИИ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА

В.И. Сташенко<sup>1</sup>, О.А. Троицкий<sup>1</sup>, О.Б. Скворцов<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [ootroitsky@rambler.ru](mailto:ootroitsky@rambler.ru)

<sup>2</sup>Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия

Представлены результаты экспериментов по возбуждению продольных и радиальных колебаний в металлических проводниках круглого сечения при пропускании импульсных токов большой плотности. Показано, что возбуждение колебаний привязано к фронту и спаду импульса тока. Управление длительностью импульса тока обеспечивает возможность оптимизации виброакустических процессов в целях увеличения электропластического эффекта и минимизации затрат электрической энергии.

**Ключевые слова:** акселерометр, пространственная вибрация, импульсный ток, деформация, металлический проводник, пинч-эффект, датчик Холла, электромагнитная индукция.

### Введение

Экспериментальные исследования металлических образцов под действием импульсных токов показывают сложный характер деформационных процессов, возбуждаемых в металлических образцах. Синхронные измерения и запись виброакустических радиальных и осевых составляющих колебаний материала образца, а также ортогональных компонент магнитного поля, описывающих электромагнитное воздействие пропускаемого через образец импульса электрического тока, позволяют оценить зависимости деформационных процессов не только от амплитуды, но и от длительности импульса тока. Анализ полученных результатов на металлических образцах из различных материалов (медь, титан, обычная и нержавеющая сталь) показывает, что радиальные и осевые колебания в основном формируются в моменты времени соответствующие переднему и заднему фронтам импульса тока. При этом виброакустические колебания, генерируемые на фронтах, могут быть представлены как независимые процессы. Суперпозиция таких процессов близка к результирующему механическому отклику на пропускание импульса тока. Частоты затухающих виброакустических колебаний зависят от геометрии и материала образцов. Для коротких импульсов тока, колебания от переднего фронта импульса не успевают существенно затухнуть до момента действия заднего фронта импульса тока. В этом случае амплитуда результирующих колебаний может быть изменена в значительном диапазоне соотношением фаз таких колебаний. При малой длительности импульса может быть получен эффект существенного увеличения размаха деформации образца. Полученные зависимости амплитуд радиальных и осевых колебаний в зависимости от длительности импульса тока показывают, что формы кривых, описывающих такие зависимости, существенно отличаются, что не позволяет свести динамические поперечные и продольные деформации образцов к простым соотношениям на основе коэффициента Пуассона.

### Результаты исследований

Рассматриваемые динамические процессы являются прямым аналогом вибрации электропроводящих элементов мощного генераторов, моторов и трансформаторов.

При эксплуатации мощного электрооборудования через элементы обмоток проходят большие переменных токи [1]. Такие токи порождают сильные магнитные поля, которые не только взаимодействуют с другими элементами конструкции, но и с самим проводником, по которому проходит ток [2]. Взаимодействие проводника с током с собственным магнитным полем описывается, в частности, действием пинч-эффекта [3,4]. Величина механических деформаций при этом зависит от величины тока, длительности импульсов и материала проводника [5]. Такие процессы также могут оказывать существенное влияние на образцы проводника и находят применение при обработке материалов с применением электропластичности [6].

Представляет интерес проведение детального исследования особенностей механического отклика образца металлического проводника на действие импульса тока. В проведенных экспериментах через медный стержень диаметром 4 мм пропускались импульсные токи большой плотности.

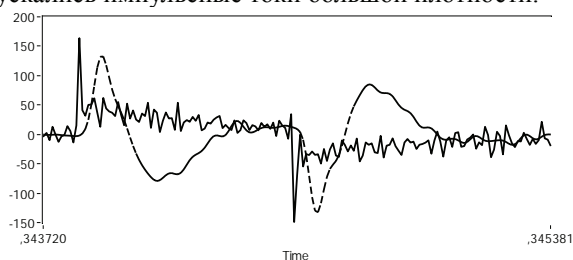


Рис.1. Производная магнитного поля (сплошная) и радиальная вибрация (пунктирная) в зависимости от времени в секундах для медного стержня диаметром 4 мм.

Контроль магнитного поля выполнялся бесконтактным трехкомпонентным датчиком Холла, а величина вибрационного отклика контролировалась по величине размаха сигнала ускорения от трехкомпонентного пьезоэлектрического акселерометра, установленного на образце. На рис.1.

представлены сигналы ускорения и производной от величины магнитной индукции.

Быстрые изменения магнитного поля на переднем и заднем фронтах импульса тока вызывают затухающие колебательные процессы деформаций в образце.

Такие воздействия имеют определенное сходство с ударными процессами, что может быть использовано при исследовании виброакустических свойств образцов. Затухающие колебания от переднего фронта  $V1(t)$  и от заднего фронта  $V2(t)$  можно описать соотношениями:

$$V1(t) = A(I, \rho, \mu, r) \cdot \begin{cases} 0 & t < ts \\ \sin[\omega(d, l, \rho) \cdot (t - ts)] \cdot e^{-\frac{t-ts}{\tau(E, \rho)}} & t \geq ts \end{cases}$$

и

$$V2(t) = -A(I, \rho, \mu, r) \cdot \begin{cases} 0 & t < te \\ \sin[\omega(d, l, \rho) \cdot (t - te)] \cdot e^{-\frac{t-te}{\tau(E, \rho)}} & t \geq te \end{cases}$$

а их суммарное воздействие как:

$$V(t) = V1(t) + V2(t)$$

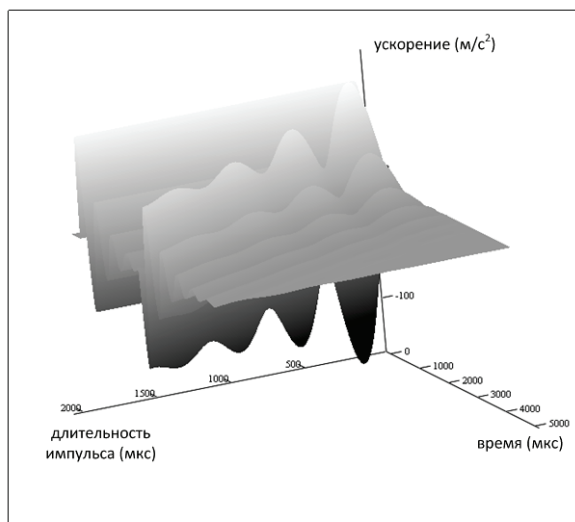


Рис.2. Результирующий процесс колебаний при изменении длительности импульса тока

Колебания от действия переднего и заднего фронтов импульса тока характеризуются противоположными направлениями. При длительности импульса тока близкой к половине периода, соответствующего собственной частоте образца колебания будут совпадать по фазе, что приводит к значительному увеличению амплитуды колебаний.

Возможность получения увеличенных деформаций при снижении длительности импульса тока показывает возможность оптимизации режимов электропластической обработке металла и снижения энергетических затрат на такую обработку. Если импульсы тока задаются с частотой близкой к собственной частоте образца, возможно существенное увеличение циклических деформаций, которое можно рассматривать как резонанс.

На рис.3 представлены зависимости размаха вибраций от длительности импульса тока.

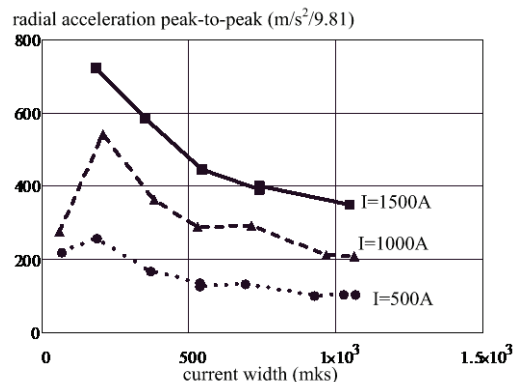


Рис.3. Зависимость размаха вибрационного сигнала от длительности импульса тока при различной величине амплитуды импульса.

Возможность плавного регулирования длительности импульса позволяет задать колебания образца, продолжающиеся и после окончания импульса тока на частотах не только основной собственной частоты, но и на более высоких частотах, что еще более расширяет возможности применения рассматриваемого процесса как при электро-механической обработке, так и для неразрушающего контроля электропроводящих элементов конструкций.

Хотя измерения магнитного поля и ускорения выполняются в описанных экспериментах в условиях воздействия высокого уровня наводок и помех, связанных с пропусканием через образцы импульсных токов большой величины, применение современных методов повышения помехоустойчивости измерений [7] и статистического анализа [8] обеспечивает хорошую повторяемость получаемых результатов

### Заключение.

Наибольшее «ударное» действие оказывают на образец импульсы относительно малой длительности, что может обеспечить возможность возбуждения колебаний при сравнительно низких энергетических затратах.

Предложенные методы возбуждения колебаний металлических образцов могут быть использованы при оптимизации режимов обработки металлов с применением электропластического эффекта, а также при создании оборудования для виброакустической диагностики мощного электрооборудования [9,10], такого как электрогенераторы, моторы и трансформаторы.

1. Правоторова Е.А. и Скворцов О.Б. Моделирование виброиспытаний элементов обмоток мощного электрооборудования. // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 5. С.103-110.
2. Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Сташенко В.И. и Правоторова Е.А. Магнито-механическое действие импульсного тока в проводнике. Международная конференция «Живучесть и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ - 2016): Труды конференции (Москва, 26-28 октября 2016 года) // М: Изд-во ИМАШ РАН. 2016. - С.145-148.

- 3.Троицкий О.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. и Правоторова Е.А. Измерение магнитного поля и вибраций, созданных им в проводниках за счет пинч-эффекта. // Вестник Тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. 2016. Том 21, выпуск 3. С.1361-1363.
- 4.Троицкий О.А., Сташенко В.И. и Скворцов О.Б. Формирование механических колебаний в металлических образцах с использованием пинч-эффекта. // Пятая международная школа-семинар «Перспективные технологии консолидации материалов с применением электромагнитных полей», НИЯУ «МИФИ» с 28 по 31 августа 2016, М.: - 2016. - С.82-83.
- 5.Троицкий О.А., Сташенко В.И. и Скворцов О.Б. Влияние материала образцов, длительности импульсов и амплитуды тока на величину собственного магнитного поля тока и вибрацию круглых образцов от пинч действия тока. // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2016. 3(317). - С.187-194.
- 6.Троицкий О.А., Сташенко В.И. и Скворцов О.Б. Влияние вибраций от пинч-эффекта импульсного тока на пластическую деформацию. Actualscience 2016, Том 2, № 2. - С.50-52.
- 7.Скворцов О.Б. Измерение фаз и вибрационный мониторинг роторного оборудования. // Приборы и системы. Управление, контроль диагностика. 2017, № 2, - С.53-56.
- 8.Правоторова Е.А. и Скворцов О.Б. Оценка статистических характеристик механического действия импульсного тока на модели элементов мощного электрооборудования. // Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы. Третья научно-техническая конференция, 21 - 23 октября 2015 года, М.: ИМАШ РАН, 2015. - С.39-40.
9. Троицкий О.А., Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Статистическая оценка механического действия импульсного тока на элементы мощного электрооборудования. // XIII Всероссийская научно-техническая конференция "Состояние и проблемы измерений", МВТУ им.Н. Э. Баумана, 22-24 апреля 2015 г., М., 2015. - С.213-216.
- 10.Троицкий О.А. и др. Создание динамических нагрузок в элементах конструкций импульсами тока при испытаниях на циклическую прочность. // Троицкий О.А., Савенко В.С., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. - Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы. Третья научно-техническая конференция, 21 - 23 октября 2015 года, ИМАШ РАН, М.: - 2015. - С.43-44.

## ИССЛЕДОВАНИЯ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ В ИЗОТЕРМИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Сухоруков Р.Ю.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; ryusukhorukov@gmail.com

Цель работы – проведение компьютерного и физического моделирования процесса раскатки полых валов из толстолистовой заготовки. Были определены основные параметры технологического процесса изготовления сложно-профильного вала: форма исходной заготовки и режимы её формоизменения при раскатке на оправке, установленной на шпинделе давилного станка PNC 600. Результаты исследований использовали для раскатки натуральных валов из хромистой стали ЭИ962-Ш.

**Ключевые слова:** полый вал, газотурбинный двигатель (ГТД), раскатка, ротационная вытяжка, физическое и компьютерное моделирование, КИМ

### Введение

Конструкции полых валов ротора газотурбинных двигателей (ГТД) включают комбинацию цилиндрического и конического участков, отличающихся небольшой толщиной, малым углом конусности и протяженной внутренней полостью. Изготовление таких деталей с высоким коэффициентом использования металла (КИМ) методами обработки материалов давлением (ОМД) - сложная и трудоемкая задача, особенно, из жаропрочных сталей и сплавов, применяемых в качестве материала для таких деталей. В работах [1, 2] рассмотрен процесс формообразования деталей простой формы для машиностроения, изготовленных в основном из сталей с использованием локального подогрева. В работе [1] приведен пример изотермической раскатки вала ГТД из стали ЭП517-Ш с получением высокого КИМ. Однако конструкция этого вала была сравнительно простой, состоящей из цилиндрической части, заканчивающейся небольшими фланцами. Трудности вызывает раскатка детали, содержащей протяженную коническую поверхность, с существенно отличающимися диаметрами большого и малого основания и малым углом конусности. В процессе формообразования создается несимметричное воздействие на листовую заготовку деформирующей силы от одного ролика, которым обычно снабжаются давилные станки.

В работе рассмотрен комплексный подход к проведению теоретических и экспериментальных исследований, который позволил разработать и осуществить процесс раскатки деталей, нетехнологичных по форме, изготавливаемых из труднодеформируемых материалов, таких как сложнопрофильный полый вал ГТД из жаростойкой и высокопрочной стали мартенситного класса. Результаты исследований были получены в совместной работе с научным коллективом ИПСМ РАН [3-6].

### Методика исследования

В качестве заготовки был использован диск диаметром 250 мм и толщиной 20 мм, вырезанный из

листового проката высокохромистой стали 11X11H2B2MФ-Ш (ЭИ962-Ш).

Для экспериментальных исследований давилный станок PNC 600 был модернизирован: разработаны, изготовлены и установлены охлаждаемый шпиндель с оправками, раскатной ролик, прижим задней бабки и рабочая печь нагрева (разъемная).

Раскатку детали осуществляли раскатным роликом из ЖС6У на оправке, установленной в шпинделе давилного станка PNC 600 в условиях горячей деформации (температура 800 – 900°C, скорость вращения заготовки 15-40 об/мин, усилия в процессе раскатки в поперечном направлении – до 48 кН, в продольном – до 13 кН).

Физическое моделирование процесса раскатки полого вала в масштабе 1:2 было проведено на токарном станке. На резцедержателе был установлен вращающийся ролик, в шпинделе была закреплена оправка, а на задней бабке - прижим. Заготовки были получены из слитков сплава Вуда (состав: 40% висмута, 41% свинца, 9,5% олова и 9,5% кадмия), которые осаживали со степенью деформации 70±75% при комнатной температуре. Для сплава Вуда комнатная температура является температурой горячей деформации, поэтому при такой деформации в нем проходит динамическая рекристаллизация и формируется однородная мелкозернистая структура [3, 4]. Осаженную заготовку механически обработали до необходимых размеров.

Для компьютерного моделирования использовали программу Deform 3D. Учитывая относительно небольшие скорости вращения заготовки до 10 об/мин. и скорости подачи ролика в диапазоне 1-2 мм/мин., условия раскатки рассматривали, как изотермические.

### Результаты моделирования

На рис. 1 представлены различные варианты компьютерного моделирования процесса формообразования детали, отличающиеся формой заготовки и исходным расположением ролика, а также траекторией его перемещения. В первом варианте раскатка, начинающаяся ближе к центру заготовки,

произошла за счет локализации деформации в зоне перехода от торцевой поверхности заготовки к конической поверхности.

Во втором варианте при раскатке осуществляли охлаждение места зажима заготовки (модернизированный станок PNC 600 обеспечил охлаждение на 100-150°C за счет подачи воздуха, проходящего через каналы, выполненные в прижиме).

Охлаждение места зажима заготовки позволило повысить сопротивление деформации металла в этой части, и, следовательно, устойчивость к потере формы. Как показали результаты компьютерного моделирования, и в этом случае происходит локализация деформации и недопустимое утонение стенки заготовки.

В третьем варианте планировали получить раскатку заготовки за два прохода без охлаждения. Однако, уже на первом проходе произошло образование «гофров» на заготовке.

В четвертом варианте в качестве исходной заготовки взяли «чашку» с углом конусности, равным 45 градусам, но и в этом случае попытка выполнить раскатку за один проход привела к утонению стенки заготовки.

Анализ результатов компьютерного моделирования показал, что во всех вариантах возникает локализация деформации, которая приводит к недопустимому формоизменению заготовки. Вместе с тем установлено, что изменение формы заготовки от листа к «чашке» изменяет в лучшую сторону зону и степень локализации деформации. В вариантах 1 и 2 локализация деформации приводила к сильному утонению стенки заготовки в переходной зоне от торца к конусу, причем при различных температурах (вариант 1 – 900°C, вариант 2 – 1000°C). Вариант 3 показал, что при температуре 900°C отсутствие контакта заготовки с оправкой на первом проходе привело к «гофрообразованию». В варианте 4 участок локализации деформации стал более протяженным, но меньшим по степени утонения стенки заготовки. Поэтому для раскатки необходимо использовать заготовку в виде «чашки», а процесс раскатки необходимо изменить так, чтобы силы воздействия ролика и оправки на заготовку не приводили к локализации деформации на коническом участке.

Результаты математического моделирования раскатки были учтены при проведении физического эксперимента. Для изготовления заготовки в виде «чашки» использовали штамповую оснастку, включающую коническую матрицу с углом 15 градусов и пуансон, который также был использован в качестве оправки при ротационной вытяжке.

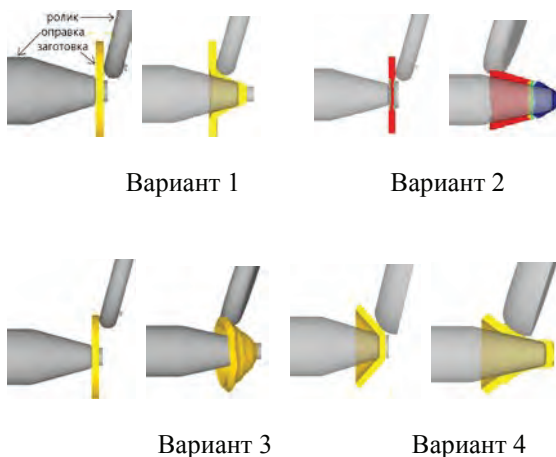


Рис. 1. Результаты компьютерного моделирования: варианты 1 и 2 – локальное утонение заготовки в переходной зоне при различных значениях температуры: вариант 1 – 900°C, вариант 2 – 1000°C; вариант 3 – образование «гофров»; вариант 4 – равномерное утонение заготовки в виде «чашки» при температуре раскатки 900°C.

На рис. 2 показаны фрагменты физического эксперимента – раскатки полученной заготовки в виде «чашки» на токарном станке и внешний вид модельного вала, а также его разрез в осевой плоскости.

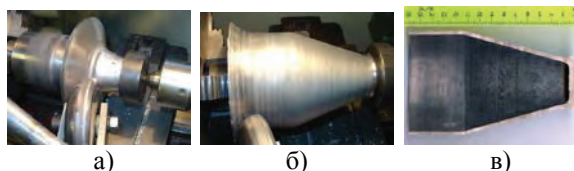


Рис. 2. Раскатка модельного вала из сплава Вуда: а – начало процесса раскатки заготовки в виде «чашки»; б – завершение процесса раскатки; в – разрез модельного вала в осевом сечении.

Результаты компьютерного и физического моделирования послужили основой для разработки технологического процесса раскатки и изготовления натурального вала из сплава ЭИ962-Ш в условиях, близких к изотермическим. Процесс раскатки был выполнен за 3 прохода, в ходе которого последовательно уменьшали угол конусности заготовки. Завершающий проход был произведен с обеспечением контакта заготовки с оправкой в зоне воздействия ролика. В результате раскатки получили деталь с необходимыми размерами, и в том числе, равномерную толщину по всему сечению (рис. 3). После стандартной термообработки были проведены механические испытания образцов, вырезанных из раскатанного вала. Результаты исследований показали, что достигнутые значения механических свойств более чем на 10% превысили Технические условия

на это изделие (таблица 1) [8].



Рис. 3. Раскатанный вал из сплава ЭИ962-Ш и его разрез в осевом сечении.

Таблица 1 – Данные измерения механических свойств материала раскатанного вала.

Марка сплава	Предел прочности, $\sigma_b$ , МПа	Предел текучести, $\sigma_{0.2}$ , МПа	Отн. удлинение, $\delta$ , %	Отн. сужение, $\psi$ , %	Ударная вязкость, КСЧ, Дж/см <sup>2</sup>	Твердость по Бринеллю (d отпечатка, мм)
ЭИ962-Ш	1162	1018	13	68	180	3,2
ЭИ962-Ш (ТУ)	980	835	12	50	60	3,10-3,45

### Обсуждение результатов

Использование компьютерного моделирования позволяет существенно упростить разработку технологических процессов раскатки деталей из жаропрочных сплавов в изотермических условиях [5-7]. Однако получить результаты моделирования, полностью адекватные эксперименту, не всегда возможно, поскольку для этого необходимы расчет с использованием экспериментальных данных, касающихся изменений характеристик материала при деформации, а также тщательная постановка задачи и определение краевых условий. Обоснованная постановка задачи математического моделирования процесса в рамках стандартных пакетов компьютерных программ не всегда возможна, поэтому важно использовать упрощенную постановку задачи и получить не столько количественный, сколько качественный результат [6, 8]. Последующее физическое моделирование, в котором на результат «автоматически» будут влиять многие неучтенные при компьютерном моделировании факторы, позволит точнее определить необходимые режимы формообразования. Именно такой комплексный подход, важный для снижения средств и трудозатрат при разработке технологического процесса и оборудования для раскатки натурного вала ГТД из дорогостоящего промышленного сплава, а также созда-

ния оборудования, был использован в данной работе [8,9].

### Выводы

1. При разработке технологического процесса изготовления сложнопрофильных деталей ГТД из жаропрочных сплавов наиболее эффективным является комплексное использование компьютерного и физического моделирования.

2. Обеспечение требуемых термомеханических и энергосиловых параметров раскатки, выбор рациональной формы заготовки и оптимального количества проходов при изотермических условиях позволяет снизить КИМ и уменьшить трудоемкость изготовления деталей.

1. *Кайбышев О.А., Утяшев Ф.З.* Сверхпластичность, измельчение структуры и обработка труднодеформируемых сплавов. Москва. Наука. 2002. 438 с. ISBN 5-02 006431-9/
2. *Kaibyshev O.A., Utyashev F.Z.*: Superplasticity: Microstructural Refinement and Superplastic Roll Forming. / ISTC Science and Technology series, Futurepast, Arlington, Virginia USA. 2005, Volume 3, 386 p.
3. *Utyashev F.Z., Sukhorukov R.Yu., Samarukov G.V., Nagimov M.I.* Specific Features of Rolling of Shaft of Gas Turbine Engine under Conditions of Superplasticity // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2016, Vol. 45, No. 1, p. 65-71.
4. *Мухтаров Ш.Х., Нагимов М.И., Закирова А.А., Классман П.А., Утяшев Ф.З.* Разработка процесса ротационной вытяжки конических деталей из листового материала. // Перспективные материалы. 2013. Специальный выпуск № 15. С. 92-96.
5. *Sukhorukov R.Yu., Sidorov A.A., Alimov A.I., Nagimov M.I., Utyashev F.Z.* Mathematical and Physical Modeling of the Rolling Process of Tapered Shafts for Aviation Purposes // Advanced Materials & Technologies, 2016, №1, p. 9-17.
6. *Сухоруков Р.Ю., Сидоров А.А., Алимов А.И., Нагимов М.И., Мухтаров Ш.Х., Утяшев Ф.З.* Математическое и физическое моделирование раскатки в состоянии сверхпластичности вала авиационного назначения из сплава ЭК79. //Сборник тезисов докладов Открытой школы-конференции стран СНГ «Ультрамелкозернистые и наноструктурные материалы» (УМЗНМ-2016), г. Уфа, 3-7 октября 2016 г., РИЦ БашГУ, 2016, С. 133.
7. *Бурлаков И.А., Валитов В.А., Ганеев А.А., Забельян 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.
8. Отчет о ПНИ. Разработка научных основ высокоэффективной технологии и оборудования для изготовления в условиях сверхпластичности широкой номенклатуры полых валов газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов и сталей. Обобщение и оценка результатов исследований (заключительный, Этап № 5). Соглашение № 14.604.21.0091 от 08 июля 2014 г. о предоставлении субсидии в рамках ФЦП Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014 - 2020 годы; рук. Утяшев Ф.З., исполн.: Сухоруков Р.Ю. и др. М., 2017. 255 с. - № ГР 114092270017 от 22.09.2014. Инв. № АААА-Б17-217041770123-9 от 17.04.2017.
9. Патент 172751 Российская Федерация, МПК В21Н 1/00. Стан для изготовления полых валов из жаропрочных сплавов. /Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Кошавцев А.Н., Гаврилина Л.В.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН - № 2016136087; заявл. 07.09.2016; опубл. 21.07.2017. Бюл. № 21. – 2 с.

## МОДУЛЬНЫЙ ПРИНЦИП СОЗДАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ РАСКАТКИ ОТВЕТСТВЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ В ИЗОТЕРМИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ

Р.Ю. Сухоруков<sup>1</sup>, Н.Ф. Кощавцев<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; ryusukhorukov@gmail.com

В работе рассмотрена возможность создания инновационного технологического оборудования для раскатки ответственных деталей ГТД из жаропрочных сплавов на основе модульного принципа. Определен перечень основных модулей, обеспечивающих формоизменение заготовок, сформулированы технические требования к модулям, к системе управления и программному обеспечению для управления процессом раскатки, а также к вспомогательным системам: охлаждения инструмента, контроля и измерений параметров процесса раскатки.

**Ключевые слова:** раскатка, жаропрочные сплавы, технологическое оборудование, осесимметричные детали, ГТД, унифицированные модули, раскатные ролики.

Внедрение инновационных технологий изготовления деталей для газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов и сталей методом раскатки в изотермических условиях является наиболее эффективным решением в создании высоко-технологичных производств авиатехники нового поколения. ИМАШ РАН, ИПСМ РАН, АО «НПЦ газотурбостроения «Салют», НПО «Техномаш» Роскосмоса и другие предприятия имеют опыт создания станов для раскатки ответственных деталей ГТД, отработки технологии на экспериментальных образцах оборудования. Зарубежные фирмы «Баннинг», «Вагнер», «Лайфельд», «SMS Meer» выпускают оборудование для изготовления более точных осесимметричных изделий, однако, в основном из материалов, отличающихся широким диапазоном температур для горячей деформации. А для жаропрочных сплавов типа ЭК79, ЭП742, ЭП741НП (гранульный сплав) и др. необходимы сверхпластические условия деформации: температурный режим 800-1150°C (с поддержанием температуры в диапазоне  $\pm 15^\circ\text{C}$ ), а также обеспечением скорости деформации  $(10^{-2} \div 10^{-1})\text{c}^{-1}$  и деформации в очаге со степенью 40÷80%. Реализовать процесс раскатки в условиях сверхпластичности на существующем технологическом оборудовании, а также на зарубежных станах невозможно. Поэтому актуальность и новизна проблемы подтверждается также рядом патентов на оборудование, полученных ИМАШ РАН, ИПСМ РАН и др. [1-4].

В настоящее время для раскатки осесимметричных деталей газотурбинных двигателей (ГТД) разрабатывают технологическое оборудование для конкретной группы деталей. В частности, ИМАШ РАН, ИПСМ РАН разработан стан для раскатки дисков (СРЖД-800) диаметром до 800 мм, разработана документация и определены технические требования на станы для раскатки полых валов диаметром до 400 мм, длиной до 1 м, а зарубежные фирмы поставляют оборудование для раскатки колец из различных сталей [4, 5].

Вместе с тем, оснащение предприятий - изготовителей ГТД таким «монооборудованием» для раскатки основных типов осесимметричных деталей требует огромных финансовых затрат, больших

площадей для размещения станов в цехах, при этом загруженность таких станов будет относительно низкой.

ИМАШ РАН разработаны методы компьютерного моделирования и аналитических расчетов основных параметров процесса раскатки (температурные режимы, усилия деформации, скорость деформации и др.) для деталей из сталей и сплавов из никеля и титана. На основании расчетов определены энергосиловые параметры для важнейших узлов (модулей) оборудования и разработана конструкторская документация на основные узлы, необходимые для получения деталей заданной формы и геометрических размеров. Проведены тепловые расчеты рабочих узлов оборудования (раскатных головок, шпинделей с оправками, рабочих камер и т.д.) и разработаны эффективные системы для их охлаждения. Разработаны система управления и программное обеспечение для управления технологическим процессом, методы и средства контроля режимов в процессе раскатки, предложена методика контроля и измерения геометрических размеров раскатанных деталей.

На основании проведенных теоретических и экспериментальных исследований (физического моделирования) создана возможность для проектирования переналаживаемого комплекса для раскатки деталей различной формы в изотермических условиях на базе унифицированных модулей, т.е. по модульному принципу. Целесообразно иметь такие модули (оригинальные для изготовления конкретной группы деталей), из которых можно осуществлять сборку станов для раскатки требуемых деталей [6].

Основными требованиями к модулям являются: унификация конструкций в местах их присоединения и крепления, обеспечивающая простую и мало-затратную по времени сборку стана; возможность подключения модулей к автоматической системе управления раскаткой детали; наличие необходимой оснастки и контрольных устройств, гарантирующих правильность и точность сборки стана из модулей [7]. Для такого оборудования необходимым также является наличие автономных приводов вращения и перемещения заготовок и инструмента – роликов с необходимостью согласования их скоростей при формоизменении заготовки.



В качестве модулей перенастраиваемого комплекса должны быть следующие устройства:

1. Основание (станина), включающее шпиндель с приводом, необходимый для раскатки всех типов деталей, площадки для установки и крепления рабочих модулей.
2. Каретки продольного и поперечного перемещений раскатных головок.
3. Раскатные головки, комплект оправок для различных форм деталей.
4. Прижим с гидроцилиндром, редуктором и двигателем.
5. Систему управления процессом раскатки с возможностью подключения контроллеров модулей и необходимых датчиков.
6. Камеры нагрева, в том числе модули рабочих камер с раздвижными стенками.
7. Систему охлаждения подшипниковых узлов, рабочих инструментов и модулей, находящихся непосредственно в камере нагрева или рядом с ней.

Реализация этого проекта позволит предприятиям авиакосмической отрасли создать высокотехнологичные и эффективные производства деталей из жаропрочных сталей и сплавов.

1. Патент 146549 Российская Федерация, МПК В21Н 1/00. Стан для раскатки осесимметричных деталей. / Ганиев Р.Ф., Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Колесник А.В., Мухтаров Ш.Х., Утяшев Ф.З.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН - №

2014122237/02; заявл. 02.06.2014; опубл. 10.10.2014. Бюл. № 28. – 2 с.

2. Патент 159169 Российская Федерация, МПК В21Н 1/00. Стан для раскатки деталей типа тел вращения. / Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Гаврилина Л.В.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН – № 2015128879/02; заявл. 16.07.2015; опубл. 10.02.2016. Бюл. № 4. – 2 с.

3. Патент 169622 Российская Федерация, МПК В21Н 1/00. Стан для раскатки деталей. / Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Гаврилина Л.В.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН - № 2016113985; заявл. 12.04.2016; опубл. 24.03.2017. Бюл. № 9. – 2 с.

4. Патент 172751 Российская Федерация, МПК В21Н 1/00. Стан для изготовления полых валов из жаропрочных сплавов. / Сухоруков Р.Ю., Кошавцев Н.Ф., Утяшев Ф.З., Колесник А.В., Кошавцев А.Н., Гаврилина Л.В.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН - № 2016136087; заявл. 07.09.2016; опубл. 21.07.2017. Бюл. № 21. – 2 с.

5. Sukhorukov R. Yu., Sidorov A. A., Alimov A. I., Nagimov M. I., Mukhtarov Sh. Kh., Utyashev F. Z. Physical and Numerical Modeling of the Process of Rolling Off of a Tapered Shaft of Aviation Purpose. / Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2016, Vol. 45, No. 6, pp. 538–545

6. F. Z. Utyashev, R. Yu. Sukhorukov, G. V. Samarukov, M. I. Nagimov. Specific Features of Rolling of Shaft of Gas Turbine Engine under Conditions of Superplasticity. / Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2016, Vol. 45, No.1, p. 65-71.

7. Afonin V.L., Baryshnikov N.V., Zhivotovsky I.V., Kachalov V.V., Kurilovich A.V., Mendeleev V.Ya., Sukhorukov R.Yu., Utyashev F.Z. Optical System for Controlling the Profile of a Roll-Formed Gas Turbine Engine Disk. / Journal of Machinery Manufacture and Reliability (English Translation of Problemy Mashinostroeniya I Avtomatizatsiy), 2015, Vol. 44, No. 8, p. 710-719

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА РАСКАТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ РЕЖИМА СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ

Сухоруков Р.Ю.<sup>1</sup>, Сидоров А.А.<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; ryusukhorukov@gmail.com

<sup>2</sup>ООО «ТЕСИС»

Одним из перспективных способов изготовления осесимметричных деталей типа полый вал газотурбинных двигателей является локальное деформирование в условиях изотермической сверхпластической деформации. В настоящей работе представлена методика и результаты расчета кинематических параметров раскатки и температуры, необходимой для поддержания состояния сверхпластичности в жаропрочном никелевом сплаве ЭК79.

**Ключевые слова:** изотермическая раскатка, сверхпластичность, конечно-элементный анализ.

### Введение

Задачей настоящей работы было определение кинематических параметров и температурного диапазона процесса раскатки валов из жаропрочных сплавов на основе никеля, которые обеспечивали бы поддержание сверхпластического состояния в материале.

Сверхпластичность присуща практически всем известным типам поликристаллов, если их деформация осуществляется в определенных температурно-скоростных условиях и средний размер зерен в таких материалах мал, обычно не более 10 мкм, а внешние размеры деформируемого тела, по меньшей мере, на порядки превосходят средний размер зерен.

Для изготовления деталей ответственного назначения из никелевых сплавов использование эффекта сверхпластичности при деформировании дает возможность получить детали с высокими прочностными характеристиками при незначительных силах деформирования. Эффект сверхпластичности в этих материалах хорошо изучен [1]. Установлены режимы подготовки ультрамелкозернистой структуры, определены условия деформирования в состоянии сверхпластичности и режимы термообработки после формообразования деталей, обеспечивающие наиболее высокие жаропрочные свойства этим сплавам [2-4]. Для деформации этих сплавов обычно выбирают температуру в двухфазной области, при которой размер зерен фазы матрицы и упрочняющей фазы ( $\gamma$  и  $\gamma'$  – фаза в случае никелевых сплавов) сопоставимы друг с другом. Скорость деформации, при которой эффект сверхпластичности сохраняется, не превышает  $10^3-10^2 \text{ с}^{-1}$ .

### Выбор скорости деформации раскатки, обеспечивающей условия режима сверхпластичности

Для обеспечения требуемой скорости деформации необходимо обеспечить кинематические параметры раскатки, которые бы позволяли деформировать заготовку в состоянии сверхпластичности. Очевидно, что скорость деформации в очаге деформации в значительной степени зависит от формы очага деформации, а соответственно от схемы деформирования. Была принята наиболее общая схема деформации, приведенная ниже (рис. 1).

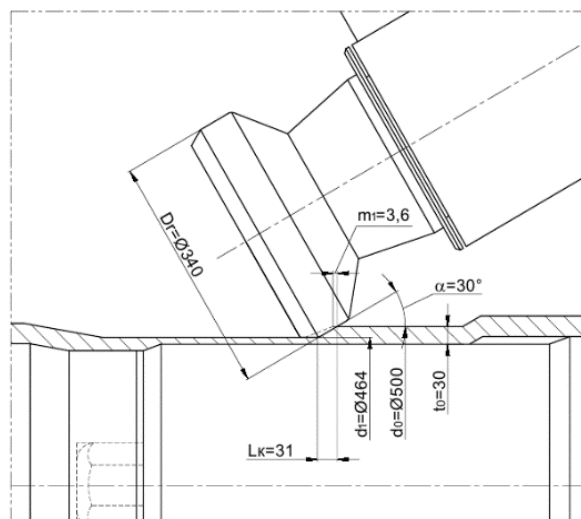


Рис. 1. Раскатка полый цилиндрической детали

Расчет с помощью программного обеспечения DEFORM 3D, при угловой скорости вращения вала 10 об/мин и подаче 0.15 мм/сек показал что локальная скорость деформации, при заданной угловой скорости и подаче, в очаге деформации достаточно велика (рисунок 2) и в отдельных точках составляет более  $1.5 \text{ с}^{-1}$ .

Необходимо отметить, что приведенное на рисунке 2 распределение скорости деформации является мгновенным и рассчитывается по следующей формуле:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} \quad (1)$$

где  $\varepsilon$  – накопленная деформация, мм/мм;  $t$  – время, с. Данное уравнение не учитывает релаксацию свойств материала в моменты, когда он находится вне зоны очага деформации, поэтому использовалась средняя за оборот скорость деформации  $\dot{\varepsilon}_0$ . Средняя за оборот скорость деформации при раскатке будет равна:

$$\dot{\varepsilon}_0 = \frac{\varepsilon\omega}{2\pi} \quad (2)$$

где  $\omega$  – угловая скорость вращения заготовки,  $c^{-1}$ ;  $\varepsilon$  – степень деформации, рассчитываемая по уравнению:

$$\varepsilon = \ln \left( 1 + \frac{\Delta\delta}{\delta_0} \right), \quad (3)$$

где  $\delta_0$  – толщина стенки заготовки перед раскаткой, мм;  $\delta$  – глубина внедрения за один оборот, мм.

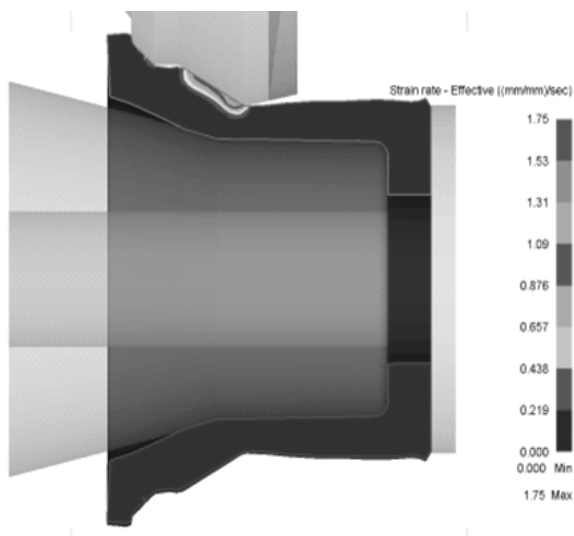


Рис. 2. Результаты математического моделирования процесса раскатки вала: распределение скорости деформации

Аналогичный подход был принят в настоящей работе. Был проведен ряд расчетов моделей, в постановке моделирования аналогичной представленной на рисунке 2, при различных угловых скоростях вращения вала и осевых подачах (Таблица 1). Соотношение скорости вращения и скорости осевой подачи определялась по рекомендациям работ [1].

Из Таблицы 1 видно, что при заданных скоростях осевой подачи и скоростях вращения заготовки средняя скорость деформации за оборот (кроме эксперимента №9) не превышает требуемые для сохранения сверхпластического состояния материала значения  $10^2 c^{-1}$ .

### Выбор температуры раскатки

Для обеспечения требуемой структуры жаропрочного сплава, т.е. сопоставимых размеров зерен  $\gamma$  и  $\gamma'$  фазы необходимо проводить раскатку в изотермических условиях при заранее определенной температуре. В данной работе рассматривается жаропрочный никелевый сплав ЭК79, химический состав которого приведен в Таблице 2.

На рисунке 3 приведена расчетная фазовая диаграмма, полученная с помощью метода CALPHAD [5] в программном обеспечении JMatPro\* [6]. Диаграмма представляет из себя график объемной доли той или иной фазы материала (в данном случае это расплав,  $\gamma$ -фаза и  $\gamma'$ -фаза) в зависимости от текущей температуры материала.

Таблица 1. Результаты анализа влияния кинематических параметров раскатки на скорость деформации материала.

№ численного эксперимента	Скорость вращения заготовки, об/мин	Скорость осевой подачи, мм/оборот	Средняя мгновенная скорость деформации, $c^{-1}$	Приращение накопленной деформации за оборот, мм/мм	Средняя скорость деформации за оборот, $c^{-1}$
1	5	1.2	0.4	0.013	0.001
2	5	2.4	1.4	0.0467	0.0039
3	5	4.8	2.6	0.0867	0.0072
4	30	1.2	2.8	0.0156	0.0013
5	30	2.4	6.2	0.0344	0.0029
6	30	4.8	14.6	0.0811	0.0068
7	45	1.2	12.7	0.047	0.0039
8	45	2.4	24.2	0.089	0.0075
9	45	4.8	48.2	0.178	0.0149

Таблица 2. Химический состав сплава ЭК79.

Сплав	Mo	Co	Al	W	Ti
ЭК79	4,0-5,0	12,5-16,0	2,8-3,3	2,0-3,0	2,4-2,8
	Cr	Nb	V	Fe	Ni
	10,0-12,0	2,5-3,0	0,4-0,8	<1.0	Осн.

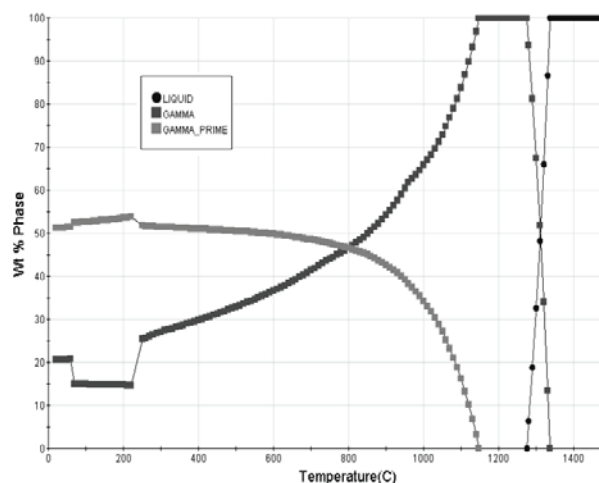


Рисунок 3. Расчетная фазовая диаграмма сплава ЭК79.

В работах [7-11] сформулированы требования к микроструктуре сплава, которая способствует деформированию в сверхпластическом состоянии. Основным требованием является деформирование в  $\gamma+\gamma'$  области. Причем целесообразно измельчать  $\gamma$  зерно до 10-20 микрон. Таким образом зерна  $\gamma$ -фазы становятся соразмерны зернам  $\gamma'$ -фазы, что способствует возникновению механизма межзеренного скольжения.

Из диаграммы видно, что при температуре 800 С график объемной доли упрочняющей  $\gamma'$ -фазы пересекает график фазы матрицы ( $\gamma$ -фаза) и объемная доля этих фаз в сплаве становится приблизительно равной, т.е. при условии, что сплав подвергнут достаточной степени предварительной пластической деформации и  $\gamma$ -фаза достаточно измельчена, в данном сплаве при данной температуре возможно межзеренное скольжение и, как результат, сверхпластичность. Таким образом в случае сплава ЭК79 целесообразной температурой раскатки является температура 800°C.

Необходимо так же отметить, что при данной температуре маловероятны какие-либо рекристаллизационные процессы, за счет того, что упрочняющая фаза значительно тормозит процессы рекристаллизации. При этом процесс статической и метадинамической рекристаллизации, так же может в некоторой степени способствовать разупрочнению материала и релаксации сопротивления деформации.

## Выводы

1. Математическое моделирование показало, что максимальная скорость осевой подачи деформирующего ролика за один оборот при раскатки в состоянии сверхпластичности не должна превышать 2.4 мм/об.

2. Для поддержания состояния сверхпластичности в заготовке при раскатке необходимо обеспечить изотермические условия при температуре 800 °С.

1. Кайбышев О.А. Утяшев Ф.З. Сверхпластичность, измельчение микроструктуры и обработка труднодеформируемых сплавов. М.: Наука, 2002. 438 с.
2. Сухоруков Р.Ю., Афонин В.Л., Раков Д.Л., Шитов А.М., Назаров Р.А., Гаврилина Л.В., Кошавцев Н.Ф., Кондратьев И.М., Смоленцев А.Н. Исследование и разработка интеллектуальных технологических систем и управления данными системами для машин нового поколения. Отчет о НИР, 2016, Номер государственной регистрации: 01201355405, 205с.
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. № 4. С. 136-143.
4. Гаврилина Л.В., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю. оценка инновационных технологий изготовления заготовок из жаропрочных сплавов и сталей для полых валов газотурбинных двигателей. В сборнике: Научные труды IV Международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении" 2015. С. 93-96.
5. Saunders N, Miodownik P. In: Cahn RW, editor. Calphad: Pergamon materials series, vol. 1. Oxford: Pergamon Press; 1998
6. Saunders, N., Guo, U.K., Li, X., Miodownik, A.P. and Schillé, J.P. Using JMatPro to model materials properties and behavior // JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society - 2003, 55(12), pp.60-65.
7. Новиков И. И., Портной В. К. Сверхпластичность сплавов с ультрамелким зерном. М.: Металлургия, 1981, 168 с.
8. Чумаченко Е. Н., Смирнов О. М., Цепин М. А. Сверхпластичность: материалы, теория, технологии. — М. : КомКнига, 2005. 320 с.
9. Mukhtarov S.K., Utyashev F.Z., Sukhorukov R.Y. Influence of the deformational heat treatment on the structure and mechanical properties of nickel-iron alloy. Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. Т. 44. № 1. С. 33-39.
10. 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.
11. Валитов В.А., Мулюков Р.Р., Назаров А.А., Сухоруков Р.Ю., Утяшев Ф.З. Использование эффекта сверхпластичности для раскатки газотурбинных дисков из жаропрочных никелевых сплавов. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2013. № 3. С. 51-56.

## МЕХАТРОННЫЕ ЛЕПЕСТКОВЫЕ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ПОДШИПНИКИ КАК ПЕРСПЕКТИВНОЕ НАПРАВЛЕНИЕ РАЗВИТИЯ УПРУГО-ДЕМПФЕРНЫХ ОПОР

А.В. Сытин<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орёл, Россия; [sytin@mail.ru](mailto:sytin@mail.ru)

В статье представлен обзор упруго-демпферных опор скольжения роторов высокоскоростных турбомашин, с акцентом на лепестковые газодинамические подшипники. Дальнейшее развитие данного вида конструкций заключается в применении мехатронных систем, необходимых для минимизации износа в процессе пуска и останова, контроля и реагирования на непредвиденные ситуации в процессе работы.

**Ключевые слова:** мехатронные лепестковые подшипники, упруго-демпферные опоры, пьезоэлектрические актуаторы.

В настоящее время роторные системы являются ключевыми элементами объектов машиностроения. Наиболее уязвимым и, в то же время, ответственным элементом роторной системы является подшипниковый узел, наиболее нагруженный в процессе работы устройства. Однако существует проблема, связанная с возникновением ситуаций, не предусмотренных в процессе проектирования, что приводит к нарушениям работы роторно-опорного узла и турбомашин в целом. Введение в роторно-опорные узлы мехатронных систем с активным управлением позволит решить данную проблему путем оперативного реагирования на непредвиденные ситуации варьированием формы радиального и осевого зазора, а также изменением жесткости упругой опорной поверхности. Кроме того, активное управление позволит расширить области применения подшипников скольжения.

Лепестковые газодинамические подшипники (ЛГДП) представляют собой относительно новый и перспективный тип опор роторов высокоскоростных электро- и турбомашин небольшой мощности – компрессоров, детандеров, бортовых холодильных установок, генераторов, бесконтактных электродвигателей. Преимущества этих подшипников связаны с возможностью реализации ресурса в сотни тысяч часов, способностью функционировать в широком температурном диапазоне со скоростями относительного скольжения более 100 м/с, автономностью, экологической чистотой и простотой системы смазки.

Типовые конструкции радиальных лепестковых подшипников (рис.1) имеют рабочую поверхность, состоящую из упругих тонкостенных элементов, свойства которых одинаковы во всех направлениях. Самая важная отличительная особенность лепестковых подшипников заключается в уникальных стабилизирующих свойствах, предотвращающих потерю устойчивости движения ротора вследствие нелинейных процессов в несущем смазочном слое.

Вместе с тем, в процессе функционирования ЛГДП могут возникать ситуации, не предусмотренные при проектировании, что приводит к нарушениям работы роторно-опорного узла, а также турбомашин в целом [1,2]. Традиционные ЛГДП,

принцип действия которых основан на использовании трения скольжения, принципиально не могут быть использованы для решения ряда сложных технических задач. Происходит это в тех случаях, когда, потенциально невозможно сохранить герметичность, например, в условиях глубокого вакуума, или требуется обеспечить устойчивую работу при сверхвысоких частотах вращения ротора.

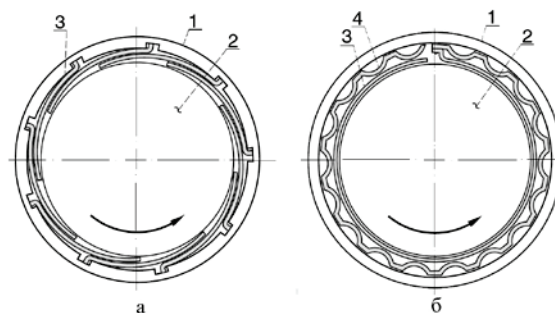


Рис. 1. Конструкции лепестковых подшипников  
а) – мультилепестковый, б) лепестковый с гофрированным элементом,  
1 – корпус, 2 – ротор, 3 – лепесток, 4 – круговой гофрированный элемент

Главным условием работы лепестковых газодинамических подшипников является прогиб опорной поверхности в пределах упругой деформации. Дальнейшее превышение прогиба, из-за недостаточной жесткости опорной поверхности, приводит к нарушению работоспособности подшипника и всего роторно-опорного узла. Активное управление необходимо для отслеживания критических прогибов опорной поверхности и своевременного воздействия на нее. Так же, наряду с созданием требуемой несущей способности, мехатронные ЛГДП могут выполнять функции вибрационной диагностики путем снятия сигнала о реальном перемещении ротора в радиальном и осевом направлениях, а также управлять движением ротора.

Внедрение в опорный узел мехатронных модулей обеспечивают необходимую надежность и долговечность. Мехатронные модули обладают широким спектром преимуществ, а именно: легко подстраиваются под различные задачи, уменьшенные

габариты позволяют решать проблемы на микро- и наноуровнях, реализация сложных законов перемещений во времени, выполнение пространственных движений по разнообразным криволинейным траекториям.

Типовая схема мехатронного модуля с наличием обратной связи в составе роторной системы представлена на рис. 2. Такая система, как правило, включает в себя чувствительные элементы, датчики с блоками обработки сигнала, исполнительные устройства или актуаторы, корректирующие положение ротора, систему управления на основе математических моделей и специализированных программ. Такая схема обеспечивает, наряду с программным управлением, возможность автоматизированной диагностики параметров опорных узлов (уровень вибраций, износ элементов, температуру и т.д.) и позволяет оценить работоспособность всей роторной машины [3].

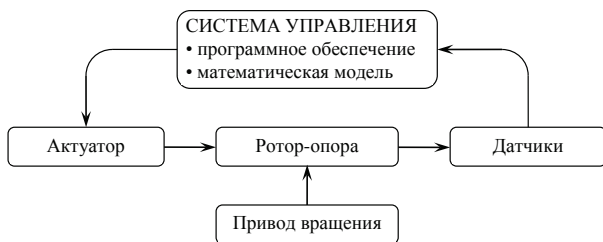


Рис. 2. Типовая схема мехатронного модуля в составе роторной системы

В общем виде ЛГДП с активным управлением представляет собой мехатронную систему, состоящую из трех частей: непосредственно самой опоры ротора, регистрирующей части (датчики перемещения) и электронной системы управления (рис.3). Принцип работы такой опоры заключается в следующем: отклонение ротора от положения равновесия фиксируется датчиками перемещения. Сигнал с датчиков поступает в электронную систему управления, где по заданному алгоритму происходит его обработка. После получения результата величины отклонения, усилитель, питаемый от внешнего источника энергии, увеличивает или уменьшает сигнал до необходимого уровня.

В свете последних достижений в области пьезомеханики наиболее актуальным является использование в качестве специальных устройств пьезоэлектрических актуаторов, анализ конструкций и типов которых показал, что наиболее рациональными для данной задачи являются пакетные пьезоактуаторы с элементами в форме кольца, как широко используемые и способные осуществлять перемещения 1...50 мкм при усилиях 100...1000 Н [4].

В настоящее время в области машиностроения и мехатронных систем получили широкое применение приводы, работающие на основе пьезоэлектрического эффекта. Пьезоактуатор, состоящий из нескольких последовательно расположенных пьезоэлектрических элементов (ПКЭ) различной структу-

ры, имеет небольшие размеры, обладает значительным быстродействием и экологически безопасен. Актуаторы характеризуются перемещением и создаваемым усилием, варьирование данными параметрами происходит при увеличении либо понижении подаваемого на пьезокерамику напряжения.

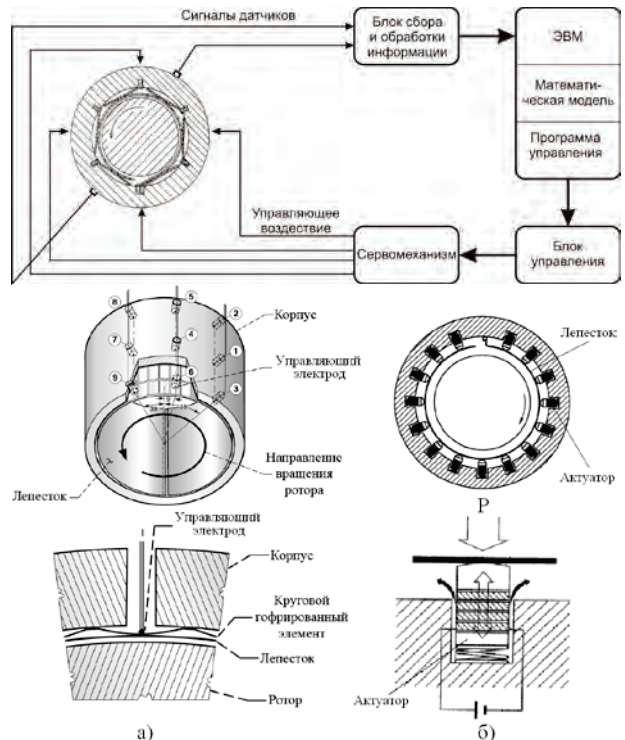


Рис. 3. Способы реализации активного управления

Примером является пьезоактуатор фирмы CeramTec PZT, в составе которого пьезоматериал типа Sonox P505 [5]. Развиваемое усилие пьезоактуатора до 1000 Н, актуатор обеспечивает перемещение до 50 мкм, такие параметры достигаются при напряжении 200 В. На базе актуатора CeramTec PZT разработана конструкция многолепесткового газодинамического подшипника с активным управлением (рис. 4), который представляет собой опору скольжения состоящую из корпуса, выполненного в виде втулки с радиальными отверстиями, в которые вкручены пьезоактуаторы, состоящие из гайки с отверстиями для проводов, в которую вставлены пьезоэлементы и штифты. Корпус имеет продольные пазы, в которые вставлены подвижные элементы, являющиеся в то же время опорами тонких лепестков, охватывающих вал. Устройство работает следующим образом. При отсутствии электрического напряжения пьезоэлементы не увеличиваются в размерах, подвижные элементы занимают крайнее нижнее положение и не участвуют в работе подшипника, который функционирует как многолепестковый газодинамический подшипник. Во время работы подвижные элементы воспринимают нагрузки, действующие на лепестки со стороны вала, и передают их через штифты на пьезоэлементы, которые под действием нагрузки выдают ток в сеть.

Прогибы каждого отдельного лепестка прямо пропорциональны изменению величины силы тока в цепи, что позволяет регистрировать прогибы, а путем увеличения подводимого тока воздействовать на жесткость лепестков и всего подшипника в лом [6].

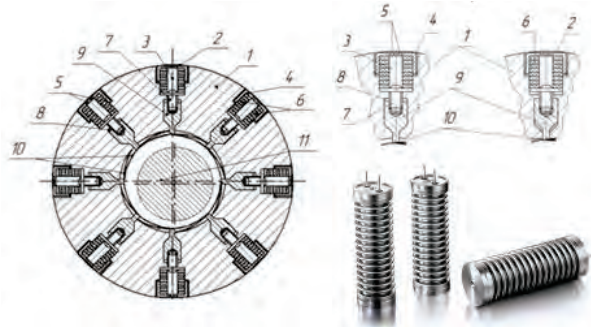


Рис. 4. Многолепестковый газодинамический подшипник с активным управлением на базе актуатора CeramTec PZT 1 – корпус, 2 – радиальное отверстие, 3 – пьезоактуатор, 4 – гайка, 5 – отверстие для подключения питания, 6 – пьезоэлемент, 7 – штифт, 8 – продольный паз, 9 – подвижный элемент крепления лепестка, 10 – лепесток, 11 – вал.

На основании пьезоэлектрического эффекта в 1992 году Tsumaki Nobuo [7] предложил конструкцию лепесткового газодинамического подшипника с биморфными пьезоэлектрическими лепестками (рис. 5), которые работают в режиме генератора, на основании прямого пьезоэффекта. Представленная конструкция является лепестковым газодинамическим подшипником с системой контроля и позволяет регистрировать сигналы, возникающие при деформации пьезоэлектрических биморфных элементов. Определение допустимых деформаций позволяет настроить конструкцию для предупреждения аварийной ситуации, а также для постоянного мониторинга состояния упругой поверхности.

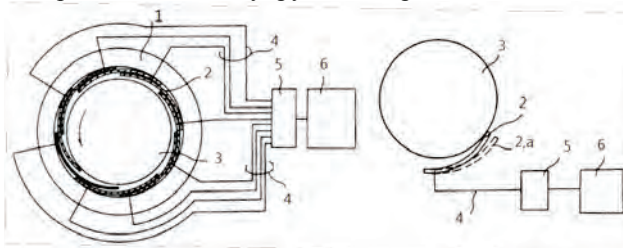


Рис. 5. Конструкция ЛГДП с биморфными лепестками 1 – корпус подшипника, 2 – биморфный пьезоэлемент в начальном состоянии, 2, а - биморфный пьезоэлемент в режиме генератора под действием газодинамического давления, 3 – ротор, 4 –провода, 5 – аналого-цифровой преобразователь (АЦП), 6 – контроллер.

В результате внедрения мехатронных подшипников опоры роторов наделяются функциями регистрации и анализа параметров движения, а также повышается точность позиционирования и надежность всей конструкции. Качественно новые свойства мехатронных опор достигаются синергетической интеграцией составляющих элементов, путем построения единого узла с взаимопроникновением

элементов разной физической природы. При этом происходит усиление отдельных свойств, таких как устойчивость движения ротора, надежность конструкции, а также возникновение новых свойств объекта – регистрация параметров движения и управление жесткостью опоры. Кроме того активное управление увеличивающее срок службы, надежность и контроль за происходящими в роторно-опорных узлах процессами, позволяет расширить области применения многолепестковых газодинамических подшипников, в опорах роторов турбодетандеров, турбокомпрессоров, высокоскоростных бесконтактных электродвигателей, турбогенераторов и других объектов транспортного и энергетического машиностроения.

Статья подготовлена в рамках проекта РНФ №16-19-00186.

1. Шишкин И.Л. Турбомашинны на газовых опорах. – Владивосток: Изд-во Дальневост. Ун-та, 1985. – 188с.:ил.
2. Пешти Ю.В. Газовая смазка. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1993.– 382 с.
3. Шутин Д.В. Совершенствование гидростатодинамических подшипников посредством регулирования параметров подачи смазочного материала: дис. кандидата технических наук : 05.02.02 / Шутин Денис Владимирович. – Орёл, 2015. – 192 с.
4. Головин В.А., Каплунов И.А., Малышкина О.В., Педько Б.Б., Мовчкова А.А. Физические основы, методы исследования и практическое применение пьезоматериалов. – М: Техносфера, 2013. – 272 с.
5. Sharapov, V. (2011) Piezoceramic sensors, Springer Verlag, Heidelberg, Dordrecht, London, New York, 498 p.
6. Патент РФ № 2581101. Многолепестковый газодинамический подшипник с активным управлением. / Л.А. Савин, А.В. Сытин, С.Д. Антонов, В.О. Тюрин, 2014г.
7. Патент JPH № 0454309. GASBEARING / Tsumaki Nobuo. Оpubл. 21.02.1992.

## ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВ И ПРЕСС-ФОРМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕХАНИЧЕСКОЙ АКТИВАЦИИ

В.П. Табаков, В.Н. Кокорин, О.И. Морозов  
Ульяновский государственный технический университет

В статье представлен разработанный способ повышения стойкости рабочих поверхностей деталей штампов и пресс форм из теплостойких сталей за счет напыления износостойкого покрытия ионно-плазменным методом на рабочую поверхность инструмента, подвергнутую холодному пластическому деформированию (механической активации).

**Ключевые слова:** стойкость, поверхность, деталь, штамп, пресс-форма, покрытие, стали, ионно-плазменный метод

Ульяновский государственный технический университет имеет приоритетные технологические разработки в области повышения стойкости рабочих деталей штампов за счет нанесения износостойких покрытий на рабочую поверхность. Применение износостойких покрытий на рабочие поверхности штампового инструмента позволит значительно повысить стойкость, увеличить ресурс рабочих деталей штампов листовой штамповки и пресс-форм.

Сотрудники кафедр «Материаловедение и обработка металлов давлением» и «Металлорежущие станки и инструменты» проводят исследовательские и прикладные работы по установлению рациональных режимов нанесения износостойких покрытий методом ионно-плазменного напыления на рабочий инструмент. В настоящее время выполнен предварительный анализ номенклатуры тяжело нагруженных деталей штампового инструмента, используемой для изготовления изделий номенклатуры АО «УКБП».

Разработанный способ может быть использован при повышении работоспособности рабочих поверхностей штампов листовой, холодной объемной и горячей штамповки из полутеплостойких и теплостойких сталей повышенной вязкости, к примеру, 5ХНМ и 4Х5МФС, а также пресс-форм из стали 4Х5МФС, работающих при высоких ударных нагрузках.

Анализ научно-технической информации позволил выделить основные направления повышения стойкости штампов и пресс-форм:

1) Способ термической обработки штампов из полутеплостойких сталей повышенной вязкости, а также способ термической обработки штампов и пресс-форм из теплостойких сталей повышенной вязкости [1]. Изготовление штампов и пресс-форм из полутеплостойких и теплостойких сталей повышенной вязкости заключается в следующем.

Нагревают инструмент до температуры заковки, выдерживают при этой температуре, охлаждают штампы и пресс-формы простой формы, мелкие - в масле, а сложной формы, габаритные - на воздухе. Практикуют охлаждение

в горячих средах с температурой 350-250°C, а затем на воздухе.

После заковки выполняют отпуск на требуемую техническими условиями твердость.

Недостатками способа являются: при охлаждении штампов на воздухе значения предела текучести получают невысокие, поэтому стойкость инструмента низкая, а с учетом сложности формы штампов технология их изготовления является затратной. При охлаждении штампов при заковке на масло получают удовлетворительный комплекс механических свойств, но данная технология распространяется только на штампы простой формы, что резко ограничивает область их применения.

2) Способ упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием [2], заключающийся в том, что заготовке сообщают крутящий момент и обкатывают поверхность детали цилиндрическим роликом с приложением постоянной радиальной силы и тормозного момента.

3) Способ упрочнения детали поверхностным пластическим деформированием [3], включающим сообщение заготовке крутящего момента и обкатку ее цилиндрическим роликом, к которому в процессе обкатки прикладывают постоянную радиальную силу и тормозной момент, причем приложение к ролику тормозного момента осуществляют с увеличением тангенциального переноса металла заготовки, а заготовку предварительно покрывают «смесью» глицерина со шламом от абразивной обработки, а ролику сообщают дополнительно продольную подачу и возвратно-поступательное движение.

Недостатками данных способов является снижение качества поверхности заготовки из-за проскальзывания ролика относительно поверхности заготовки, недостаточные износостойкость, прочность и долговечность заготовки, а также наличие некруглости и эксцентриситета заготовки из-за биения.

4) Способ получения износостойкого покрытия для режущего инструмента (РИ), при котором на его поверхность вакуумно-дуговым методом наносят покрытие из нитрида титана



(TiN) или карбонитрида титана (TiCN) [4]. К причинам, препятствующим достижению указанного ниже технического результата при использовании известного способа, относится то, что в известном способе покрытия, обладающие хорошей адгезией к инструментальному материалу, имеют относительно низкую твердость и уровень сжимающих напряжений либо имеют высокую микротвердость, но недостаточную прочность сцепления с инструментальной основой. В результате этого покрытие легко подвергается абразивному износу, в нем быстро зарождаются и распространяются трещины, приводящие к разрушению покрытия, что снижает стойкость РИ с покрытием.

Наиболее эффективным способом того же назначения по совокупности признаков является способ, включающий вакуумно-плазменное нанесение многослойного покрытия, состоящего из нижнего слоя нитрида титана и циркония TiZrN и верхнего слоя нитрида титана, циркония и хрома TiZrCrN [5].

Целью представленного способа при использовании механической активации является повышение стойкости рабочих деталей штампа, расширение его технологических возможностей при обеспечении высокого качества штампуемых изделий.

Технология заключается в том, что рабочие поверхности штампов перед ионно-плазменным напылением подвергают механической активации, заключающейся в холодной пластической деформации, при которой наблюдается снижение теплопроводности штампа и, как следствие, уменьшение зоны температурного воздействия на подложку, снижение разупрочнения металла подложки и, как следствие, снижение износа рабочих частей штампа, повышение твердости системы покрытие-подложка и качества штампуемых деталей.

Однократное обкатывание при различных давлениях роликов формирует в поверхностном слое изделия сжимающие напряжения, что повышает адгезионную связь между покрытием и инструментальным материалом (подложкой). Формирование в подложке высоких сжимающих напряжений снижает интенсивность процессов трещинообразования и способствует торможению трещин в материале покрытия [6].

Сущность разработанного способа состоит в том, что снижение теплопроводности и разупрочнения металла поверхностного слоя штампа происходит за счет процесса механической активации металлопроката при прикладывании силового воздействия и холодной пластической деформации [7]. При этом обеспечивается резкое снижение

теплопроводности металла за счет его упрочнения [8].

Наблюдаемый эффект обусловлен искажением кристаллической решетки металла, повышением плотности дислокаций при пластическом деформировании.

Разработанный способ повышения стойкости рабочих поверхностей деталей штампов и пресс-форм из теплостойких сталей осуществляется по следующим этапам:

1. Производят холодное пластическое деформирование обрабатываемой поверхности металлопроката любым традиционным способом (валками, ударным воздействием между бойками и др.). На этом этапе формируется благоприятная текстура (макро-, микро-) происходит активация и механический наклеп (деформационное упрочнение) в области рабочей зоны, что позволяет снизить теплопроводность металла, уменьшить температурное воздействие на металл за счет создания локализованной (местной) зоны температурного воздействия в поверхностном слое и уменьшить разупрочнение металла.

2. Нанесение на упрочненную рабочую поверхность износостойкого многослойного покрытия методом ионно-плазменного напыления.

1. Ю.А. Геллер, «Инструментальные стали», Москва, «Металлургия», 1975 г., с.322-324, 481-483.

2. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием / Справочник. - М.: Машиностроение, 1987, с.70-116.

3. Патент на изобретение RU 2514253(13) «Способ упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием», Моргунов А.П. С1, В24В 39/00, В23Р 9/02 14, 27.04.2014 Бюл. № 12.

4. Табаков В.П. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана. Ульяновск.: УлГТУ, 1998. -122с.

5. Патент на изобретение RU 2297473 «Способ получения многослойного покрытия для режущего инструмента», Табаков В.П. С1, С23С 14/24, С23С 14/06. 20.04.2007. - Бюл. №11.

6. Григорьев С.Н., Табаков В.П., Волосова М.А., Технологические методы повышения износостойкости контактных площадок режущего инструмента.- Старый Оскол.: ТНТ, 2001. -378с.

7. Man H.C., Duan J., Yue T.M. Dynamic characteristics of gas jets from subsonic nozzles for high pressure gas laser cutting // Optics & laser technology.1998.v.30.-p.497-509.

8. Арзамасов В.Б., Материаловедение: учебник /В.Б. Арзамасов, А.А. Черепяхин. -М.Экзамен, 2009. -350с.

## КЛАССИФИКАЦИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ С ОТВЕРСТИЕМ В ДОННОЙ ЧАСТИ

Титов Ю.А., Титов А.Ю., Кокорин В.Н., Храмов М.А.

ФГОУ «Ульяновский государственный технический университет», г. Ульяновск

Представлены материалы, отражающие классификацию осесимметричных деталей с отверстием в донной части, получаемых разделительными и формоизменяющими операциями листовой штамповки. Использование данной классификации позволяет производить рациональный выбор маршрутной технологии деформирования.

Materials are presented reflecting the classification of axisymmetric parts with a hole in the bottom, obtained by separating and shaping operations of sheet punching. The use of this classification makes it possible to make a rational choice of routing technology of deformation.

Во многих отраслях промышленности (машиностроение и металлообработка, автомобилестроение, приборостроение и др.) широко применяется листовая штамповка. Одной из самых распространенных операций листовой штамповки является вытяжка – наиболее эффективная формоизменяющая операция ввиду возможности её полной автоматизации и совмещения с другими операциями.

Анализ широкой номенклатуры деталей типа тел вращения с отверстием в донной части позволил разработать классификатор, основанный на трех конструктивных признаках: форма детали, форма дна и положение отверстия в донной части [1]. Общими особенностями технологии изготовления деталей, представленных в указанном классификаторе, является использование ряда формоизменяющих и разделительных операций – пробивки, отбортовки и обрезки технологического припуска. Основной недостаток таких технологий – низкий коэффициент использования металла, так как отход (высечка), получаемый после пробивки, часто не используется.

К первой группе, согласно классификатора, относятся детали, не имеющие дна. Такие детали изготавливают с применением вытяжки, пробивки и полной отбортовки. Детали подгрупп 2.1, 3.1 (таблица 1) характеризуются тем, что после вытяжки осуществляется пробивка отверстия в плоском элементе донной части. В деталях подгрупп 2.2, 3.2 (таблица 1) после пробивки отверстия производится отбортовка, таким образом получается отверстие в плоском элементе донной части с образованием вертикальной стенки. Технологии изготовления деталей с фигурным дном характеризуются применением прямой или реверсивной вытяжки с пробивкой отверстия (3.1) и прямой (или обратной) отбортовкой (3.2).

Анализ научно-технической литературы, действующих технологических процессов изготовления деталей типа тел вращения с отверстием в донной части на машиностроительных предприятиях и результатов экспериментальных

исследований [3], позволили выделить четыре основных способа их изготовления:

1 - типовые технологические процессы изготовления деталей вытяжкой с последующей пробивкой отверстия в донной части;

2 - технологические процессы штамповки деталей, включающие формообразование за счет периферийной части заготовки вытяжкой с последующей пробивкой отверстия и отбортовкой;

3 - формообразование детали осуществляется полностью за счет внутренней части заготовки с использованием отбортовки;

4 - формообразование детали (при невозможности изготовления ее за один переход вытяжкой или отбортовкой) осуществляется за два перехода вытяжкой с последующей пробивкой отверстия и отбортовкой, либо вытяжкой с последующей пробивкой отверстия, отбортовкой с промежуточной пробивкой и окончательной отбортовкой.

С целью повышения металлосбережения целесообразно использовать вытяжку-отбортовку, при которой формообразование осуществляется за счет перемещения металла из фланцевой и донной частей заготовки. Диаметр отверстия в заготовке, пробитого до деформирования, больше диаметра отверстия в готовом изделии с учетом припуска на обрезку. Это позволит уменьшить диаметр заготовки и увеличить коэффициент использования металла, а в некоторых случаях и уменьшить число переходов.

Металлосберегающие технологические процессы с использованием вытяжки-отбортовки для изготовления деталей всех групп и подгрупп классификатора, как правило, состоят из операций, представленных в таблице 1.

Очевидно, разработанный классификатор позволит ускорить внедрение новых технологических процессов изготовления деталей типа тел вращения с отверстием в донной части при существенном сокращении трудоемкости технологической подготовки производства.

Таблица 1 Основные операции  
металлосберегающих технологических процессов

Наименование операции	Группа				
	1	2		3	
	Подгруппа				
	1.1	2.1	2.2	3.1	3.2
Вытяжка	-	-	-	+	+
Пробивка отверстия	+	+	+	+	+
Вытяжка – отбортовка	+	+	+	+	+
Обрезка припуска	+	+	+	+	+
Отбортовка	+	-	+	-	+

Примечание. «+» и «-» обозначает наличие или отсутствие данной операции в технологическом процессе изготовления детали соответствующей группы и подгруппы.

1. А.Ю.Титов. «Интенсификация процессов вытяжки-отбортовки осесимметричных деталей с отверстием в донной части». Дисс... канд. тех. наук. Ульяновск, УлГТУ, 2011г.-156 с.
2. Титов А.Ю., Филимонов В.И. Теоретическая модель вытяжки-отбортовки с радиальной раздачей отверстия. // Современные проблемы проектирования, производства и эксплуатации радиотехнических систем. Сборник трудов. – Ульяновск: УлГТУ, 2011. – 257 с. – С. 241 – 246.
3. Титов А.Ю., Титов Ю.А. Способы управления процессом вытяжки – отбортовки // УлГТУ НТК «Вузовская наука в современных условиях», Ульяновск, 2008. – С 42.

## ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ЦВЕТНЫХ СПЛАВОВ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫМИ ФАЗАМИ, СИНТЕЗИРОВАННЫМИ ПУТЕМ ПОВЕРХНОСТНОЙ ЭЛЕКТРОННО-ПУЧКОВОЙ ОБРАБОТКИ

С.В. Федоров, А.П. Шевчуков, Мин Хтет Со

МГТУ «СТАНКИН». Москва, [av288291@akado.ru](mailto:av288291@akado.ru)

Полученные экспериментальные результаты свидетельствуют о возможности получения на поверхности алюминиевых сплавов слоев, модифицированных поверхностным легированием при помощи электронно-пучковой технологии, значительно повышающих их износостойкость. Такие слои получались, благодаря инициированию экзотермической химической реакции между основой и нанесенной на нее тонкой пленкой титана. При этом в продуктах реакции было обнаружено образование интерметаллидных фаз.

The experimental results indicate the possibility of obtaining on the surface of the aluminum alloy layers, modified by alloying with electron-beam technology, significantly increases its wear resistance. Such layers were obtained, thanks to the initiation of exothermic chemical reactions between substrate and deposited on it a thin film of titanium. In the reaction products was revealed the formation of intermetallic phases.

### Введение

Задачу повышения стойкости деталей из алюминиевых сплавов обычно решают за счет разработки новых, как правило, высоколегированных сплавов и за счет нанесения на детали специальных покрытий, полученных, например, с использованием метода микродугового оксидирования, обладающих износостойкостью и коррозионной стойкостью, а также декоративными свойствами [1], или анодирования [2].

В настоящей работе предлагается повысить износостойкость деталей из алюминиевого сплава за счет поверхностного легирования. В этом случае можно создавать модифицированный приповерхностный слой толщиной с повышенной износостойкостью, благодаря инициированию экзотермической химической реакции на поверхности детали между алюминиевой основой и нанесенной на нее металлической пленкой с образованием интерметаллидных соединений. Здесь мы рассматриваем возможность легирования алюминия титаном, но, разумеется, существует возможность получения и других композиций. Технология не исключает и возможности последующего нанесения защитных покрытий на модифицированный легированием объект.

### Легирование поверхности образцов из алюминиевого сплава

В основу обработки была положена задача надежного интегрирования синтезированных интерметаллидных соединений в поверхностный слой изделия. Процесс идет за счет возбуждения химической реакции между алюминием, присутствующим в основе, с титановой пленкой на его поверхности, нанесенной в виде покрытия, в режиме теплового взрыва путем импульсного нагрева по-

верхности при помощи низкоэнергетического сильноточного электронного пучка (НСЭП) [3,4]

Обработка проводилась в установке «РИТМ-СП», которая представляет собой комбинацию источника низкоэнергетических сильноточных электронных пучков «РИТМ», и двух магнетронных распылительных систем на единой вакуумной камере. Установка позволяет осуществлять напыление пленок разных материалов на поверхность нужного изделия и последующее жидкофазное перемешивание материалов пленки и подложки интенсивным импульсным электронным пучком [5].

Объектами исследования были образцы алюминиевого сплава, содержащего 1.3% Cu и 0.26% Fe по данным рентгенофлуоресцентной спектроскопии. Чтобы выявить изменения в структуре на поверхности образцов в зависимости от величины зарядного напряжения генератора высоковольтных импульсов, которая изменялась от 16 до 20 кВ, что соответствовало плотности энергии в пучке от 3 до 4.5 Дж/см<sup>2</sup>, была проведена серия экспериментов по облучению их НСЭП. Чтобы процесс легирования прошел полностью, как правило, бывает достаточно серии из пяти-шести импульсов. Перед облучением на образцы наносилась титановая пленка толщиной около 0.2 мкм при помощи магнетронного распылителя. Чтобы увеличить содержание титана на поверхности пластин обработка проводилась дважды. Спектрометр показал наличие титана в приповерхностном слое после обработки в количестве до 1.8%.

Измерение микротвердости поверхностного слоя проводились на приборе PolyvarMET при нагрузке 5 г. Испытания на износостойкость проводились на приборе CALOWEAR при сухом трении модифицированной алюминиевой пластины

стальным шариком диаметром 20 мм при нагрузке 2Н. Получившаяся при изнашивании лунка измерялась при помощи 3D измерительной системы MicroCAD lite. Для определения фазового состава образцов был использован рентгеноструктурный фазовый анализ. Съёмка дифракционных спектров производилась на рентгеновском дифрактометре PANalytical Empyrean Series 2 с использованием CuK $\alpha$  излучения.

### Влияние упрочняющей поверхностной обработки на износостойкость образцов из алюминиевого сплава.

В нашем случае перемешивание металлов основы и нанесенной на нее пленки, обеспечивающее образование поверхностного сплава алюминия с титаном, происходит под воздействием электронного пучка. Основную роль в данном случае будет играть механическое активирование быстротекающих в веществе физико-химических процессов, которые, в основном, являются твердофазными [6].

При прохождении ударной волны по дисперсной среде диссипация энергии ударной волны локализуется в основном в поверхностном слое. Соответственно и нагрев вещества до высоких температур наблюдается именно в поверхностном слое. Благодаря действию волн разрежения и отводу тепла во внутренние слои материала, его поверхность быстро остывает. Это приводит к тому, что в структуре приповерхностного слоя наблюдаются мелкозернистые дендритные структуры, которые хорошо просматриваются после поверхностного легирования титаном при зарядном напряжении генератора высоковольтных импульсов 16 и 17 кВ.

Благодаря хорошей теплопроводности алюминия, температура на поверхности обрабатываемого изделия в этом случае не достигает значений, необходимых для запуска химической реакции образования интерметаллидов. Рентгеноструктурный анализ показывает, что образцы имеют схожие дифрактограммы и, следовательно, схожий фазовый состав.

На дифрактограмме от подложки (рис.1а) помимо основных линий, относящихся к Al, присутствуют дополнительные пики (обозначены «s»). Линии при  $2\theta=34.60, 40.23, 58.17, 69.55$  являются отражениями  $\beta$ -серии от Al. Наличие данных линий объясняется высокой интенсивностью линий Al и тем, что монохроматизация исходного рентгеновского излучения при использовании зеркала для создания параллельного пучка составляет 95 %. Линия при  $2\theta=43.16$  вероятно относится к дополнительной фазе подложки с низким содержанием. Все основные и дополнительные линии от подложки также присутствуют на дифрактограммах модифицированных образцов.

В поверхностных слоях образцов, полученных при зарядном напряжении 16 кВ и 17 кВ, обнаружена единственная основная фаза -

высокотемпературная модификация оксида титана TiO (достаточное количество кислорода присутствует в составе остаточной атмосферы в составе паров воды и в свободном виде), которая образуется при температуре выше 940 °С (рис.3b,c). В образце, модифицированном при 17кV, также видны следы (вероятно, очень низкое содержание) фазы TiAl. Тем не менее, микротвердость на поверхности сплава увеличивается до  $HV_5 = 6.8$  МПа. Следует отметить, что это повышение микротвердости практически никак не сказывается на износостойкости.

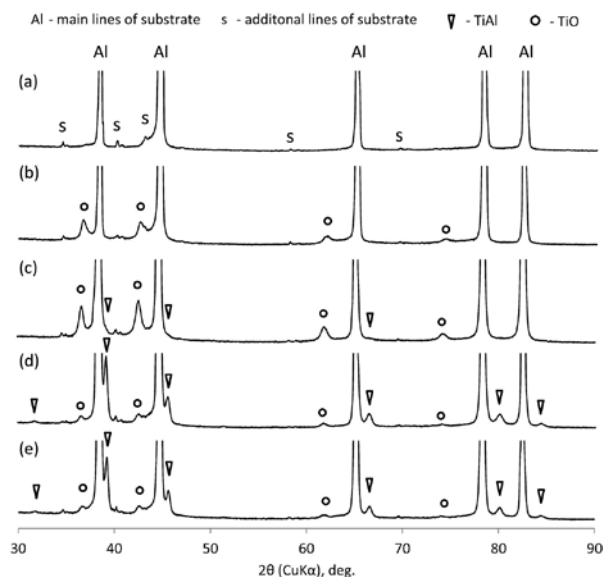


Рис.1. Дифрактограммы образцов алюминиевого сплава до и после поверхностного легирования титаном  
а) подложка, б) 16 кВ, в) 17 кВ, г) 18 кВ, д) 19 кВ

Незначительное повышение зарядного напряжения на генераторе высоковольтных импульсов до 18 кВ, что соответствует плотности энергии в электронном пучке около 4.2 Дж/см<sup>2</sup>, помогает преодолеть потенциальный барьер образования интерметаллидной фазы. Образцы, полученные при зарядном напряжении 18 кВ и 19 кВ, содержат в поверхностном слое фазы TiO и TiAl (рис.3d,e).

Основным и, вероятно, единственным интерметаллидом содержащимся в образцах является фаза TiAl. Фазы Al<sub>3</sub>Ti и Al<sub>2</sub>Ti могут присутствовать в образцах в небольшом количестве, однако, основные линии данных фаз накладываются на основные линии фазы TiAl, поэтому при низком содержании фаз, достоверно установить их наличие или отсутствие затруднительно.

При увеличении плотности энергии, воздействующей на объект до 4.4 Дж/см<sup>2</sup> (зарядное напряжение 19 кВ), размер частиц увеличивается до нескольких мкм (рис.2). За счет этого микротвердость на поверхности возросла до 8 МПа. Структура поверхности радикально изменяется. Наблюдаются равномерно распределенные частицы второй фазы.

Глубина модифицированной зоны может до-

стигать 50 мкм, но при этом глубина легирования не превышает 2-3 мкм. Появление в приповерхностном слое фазы TiAl существенно сдерживает процесс изнашивания. Износостойкость образца увеличилась более, чем в два раза (рис.3). Поведение кривой износостойкости от исходного образца вызвано залипанием стального шарика в лунке на поверхности алюминиевого сплава.

Дальнейшее увеличение плотности энергии при облучении поверхности образцов алюминиевого сплава приводит к испарению приповерхностного слоя вместе с нанесенной пленкой. Микротвердость  $HV_5$  уменьшается до 4,5 МПа, то есть, практически, до величины микротвердости исходного сплава.



Рис.2. Структура поверхности алюминиевого сплава после поверхностного легирования титаном при зарядном напряжении 19 кВ.

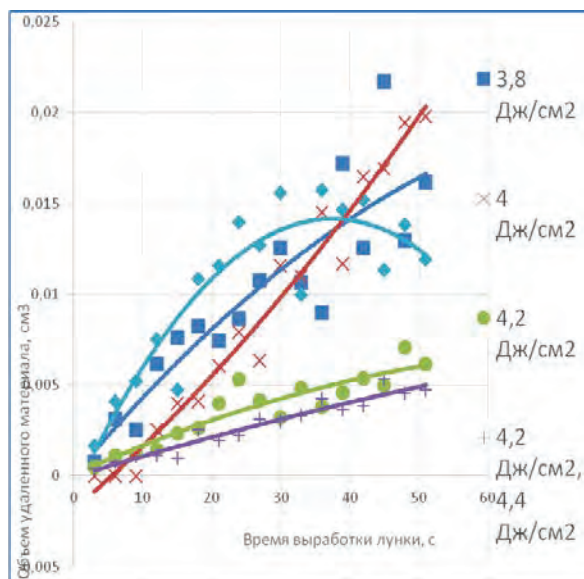


Рис.3. Износостойкость образцов алюминиевого сплава после поверхностного легирования титаном при различных режимах обработки.

На алюминиевых сплавах хорошо проявляется «полирующий» эффект. При обработке в режиме интенсивного плавления с частичным испарением поверхностного слоя происходит его рафинирование, измельчение кристаллической структуры до субмикронных размеров, сглаживание микрорельефа. Исходная шероховатость  $R_A$  равная 2.5 мкм уменьшается до 0.8 мкм. Эту операцию можно рекомендовать проводить перед процессом поверхностного упрочнения.

Важным практическим свойством наблюдаемых эффектов является их устойчивость и хорошая воспроизводимость.

### Заключение

Полученные экспериментальные результаты свидетельствуют о возможности получения на поверхности алюминиевых слоев, модифицированных поверхностным легированием. Такие слои, позволяющие увеличить износостойкость изделий, получались, благодаря инициированию химических реакций между основной и нанесенной на нее тонкой пленкой титана. При этом в продуктах реакции было обнаружено образование новой фазовой составляющей, а именно интерметаллида TiAl.

Формирование структуры в приповерхностном слое материала в нашем случае будет во многом обусловлено импульсным характером воздействия в микросекундном диапазоне. Здесь основными факторами процесса микролегирования будут энергия электронного пучка, зависящая от ускоряющего напряжения и толщина нанесенной на поверхность объекта тонкой пленки. Облучение с недостаточной энергией в пучке неспособно инициировать процесс образования TiAl, а ее избыток приводит к испарению большей части пленки.

### Список литературы

1. P.G. Sheasby, R. Pinner The Surface Treatment and Finishing of Aluminium and its Alloys (Sixth ed.)vol. 1, Finishing Publications Limited and ASM International (2001), pp. 427–535.
2. D. Elabar, G.R. La Monica, M. Santamaria, F. Di Quarto, P. Skeldon, Anodizing of aluminium and AA 2024-T3 alloy in chromic acid: Effects of sulphate on film growth, Surface and Coatings Technology Volume 309, (2017), Pages 480–489.
3. S.V. Fedorov, S.N. Grigoriev, Tool surface microalloying by self-extending high-temperature synthesis, Materials Science Forum, 2015. T.834, p 21–28.
4. S.V.Fedorov, Min Htet Swe, Refractory phases synthesis at the surface microalloying using a wide aperture electron beam, IOP Journal of Physics: Conference Series, 830, 2017,012076.
5. Markov A.B., Yakovlev E.V., Petrov V.I., Formation of Surface Alloys with a Low-Energy High-Current Electron Beam for Improving High-Voltage Hold-Off of Copper Electrodes, IEEE Transactions on Plasma Science, 2013, v 41, 2177–2182.
6. I. Proskurovsky, V.P. Rotshtein, G.E. Ozur, Yu.F. Ivanov, A.B. Markov, Physical Foundations for Surface Treatment of Materials with Low Energy, High Current Electron Beams, Surface and Coatings Technology, 125 (2000), no. 1-3, 49–56.

## FABRICATION OF RADAR ANTENNA RULERS IN ROLL-FORMING MACHINE

A.V. Filimonov<sup>1</sup>, V.I. Filimonov<sup>2</sup>

<sup>1</sup>New Industrial Technologies, JSC; <sup>2</sup>Ulianovsk State Technical University, [fwiumz@mail.ru](mailto:fwiumz@mail.ru)

There is considered the manufacturing process of antenna rulers in a roll-forming machine. The process parameters are calculated beforehand on the base of mathematical models developed for a large span of roll-formed profiles with rigidity elements. Limiting factors and feasibility issues are also discussed.

**Key words:** antenna ruler, roll-formed profile, number of steps, forming roll, flower diagram

The manufacturing of decimeter waveband radar antenna rulers in rolls of the roll-forming machines is related to a high accuracy of the profile cross-section and maintenance of material homogeneity in it, except for narrow regions of bending zones. To satisfy these requirements, it is necessary to use “mild” forming regimes, involving in some cases several corrections with reference to the established technology developed to manufacture the profiles with rigidity elements in roll-forming machines using the intensive deformation method [1].

First of all, let us calculate the key parameters of the forming process for a given profile: number of steps [2] and deformation length [3] at fold angles adopted for a prototype profile available in the data base of technological issues at the developing and manufacturing company. The results of calculation according formulae (1) and (2) below is represented by graphic diagrams (fig. 1a,b) obtained through the use of MathCad2001Pro program. The dashed lines with arrows show the procedure to determine the required parameters.

The number of steps  $N$ , when the intensive deformation method is used, is determined by the mathematical model built up on the basis of approximation of experimental dependencies relating to the number of steps, taking into account different factors included into formula (1):

$$N = m_0 \cdot \left( \sqrt{\frac{s}{k \cdot T}} \cdot \frac{\sigma_s}{\sigma_b} \right) \cdot \sqrt[3]{\frac{H}{W}} \cdot n \cdot \left( \sqrt{\frac{\Delta}{L_m \cdot \beta}} \cdot \eta \right) \quad (1)$$

where  $m_0$  – calibrating factor;  $s$  – blank thickness;  $k$  – quality class of the profile cross-section;  $T$  – cross-section allowance for quality class  $k$ , mm;  $\sigma_s$ ,  $\sigma_b$  – yield stress and ultimate stress of the blank material, respectively, MPa;  $H$ ,  $W$  – height and width of the profile respectively, mm;  $n$  – number of profile bending zones;  $\Delta$  – blank butt displacement during roll-forming, mm;  $L_m$  – inter-stand distance of the roll-forming machine, mm;  $\beta$  – limit angle of the blank «constraint», rad.;  $\eta$  – dimensionless form-modifier (for flower diagrams without singularities  $\eta = 1$ ; it is introduced to take into account the Customer’s specific requirements to the production process).

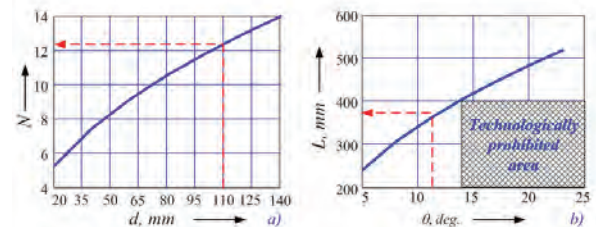
The deformation length model (2) is developed using the variation method applied to total deformation energy of the folded flange with rigidity elements, profile bottom and bending zone, taking into account strain hardening. Involving the boundary

conditions and additional conditions for the butt in axial plane of the actual pass enable to determine the deformation length  $L_k$ :

$$L_k = \sqrt{\frac{4 \cdot b^3 \cdot \theta_k \cdot \left( \frac{2\sigma_{T0}}{\sqrt{3}} + \frac{4}{3} \cdot \lambda \right)}{3\sqrt{3} \left( \frac{\bar{r}}{3} \sigma_{T0} + \frac{2+3\bar{r}}{10} \cdot \lambda \right) \frac{s}{r} + \frac{3 \cdot \bar{C} \cdot s}{2 \cdot \theta_k} \cdot (\sigma_{T0} + \lambda \cdot \varepsilon_{np}) \cdot \varepsilon_{np}}}, \quad (2)$$

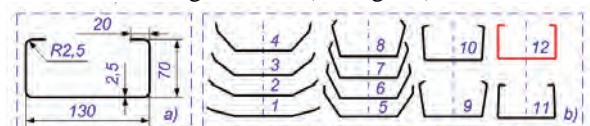
where  $b$  – reduced width of the folded flange;  $\theta_k$  – folding angle in actual pass  $k$ ;  $L_k$  – deformation length;  $\varepsilon_{np}$  – reference value of the ultimate elastic strain;  $\bar{r}$ ,  $\bar{C}$  – relative radius and relative bottom width of the profile respectively;  $\lambda$ ,  $\sigma_{T0}$  – modulus and yield stress of the blank material.

The calculations are performed for the profile configuration shown in fig. 2a; the blank material is a high strength aluminium alloy; the required quality class is 11.



**Fig. 1.** The roll-forming key parameters: a) – dependency of the number of steps on the butt displacement value ( $d = \Delta$ ); dependency of the deformation length on the folding angle in actual step

On the basis of the number of steps calculations (see fig. 1a) the linear forming diagram was drawn (see fig. 2b). This forming diagram must be checked to be sure that no excessive deformation of the blank occurs. To do so, it is necessary to compare the obtained value of the deformation length for each step (with a definite folding angle) with the inter-stand distance of the roll-forming machine (400 mm). In no step of this forming diagram the folding angle exceeds  $12^\circ$ , so the deformation length is less than the inter-stand distance of the roll-forming machine (see fig. 2b).

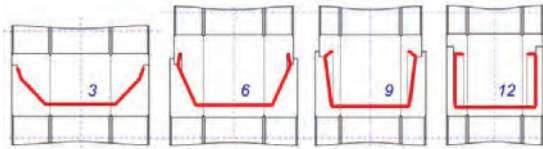


**Fig. 2.** Profile cross-section configuration (a) and its forming diagram (b)

So, we can state that this forming diagram is suitable to manufacture the above profile. It is to note, that the folding angles exceeding  $15^\circ$  are not desirable for this profile, since this leads to the blank re-forming, thus, to the quality degradation. The span of inadmissible

folding angles is denoted in fig. 1b as “technologically prohibited area”.

On the basis of the forming diagram we developed a set of tooling (a set of forming rolls). Some of these rolls are shown in fig. 3.



**Fig. 3. Several roll pairs of the tool set to manufacture the radar antenna rulers**

The technological tooling is now under try-by service on the manufacturer's industrial area.

1. Филимонов А.В. Изготовление полузакрытых гнутых профилей в роликах методом интенсивного деформирования / А.В. Филимонов, С.В. Филимонов. Ульяновск: Изд-во УлГТУ. 2010. 206 с.

2. Филимонов С.В. Расчёт числа технологических переходов при профилировании заготовки методом интенсивного деформирования. / В.В. Лапин, В.И. Филимонов, В.И. Лапшин, С.В. Филимонов // Заготовительные производства в машиностроении, 2014. №2. – С. 24 – 28.

3. Филимонов А.В. Модель зон плавного перехода при интенсивном формообразовании профиля из упрочняющегося материала / С.В. Филимонов, А.В. Филимонов, В.И. Филимонов // Производство проката, 2008, № 10 – С. 26 – 32.



## ON ROLL-FORMED PROFILE ASYMMETRY DEGREE

A.V. Filimonov<sup>1</sup>, V.I. Filimonov<sup>2</sup>

<sup>1</sup>New Industrial Technologies, JSC; <sup>2</sup>Uljanovsk State Technical University, [fwiumz@mail.ru](mailto:fwiumz@mail.ru)

There are considered the criteria of asymmetry degree for roll-formed profiles which are important for several technological applications, like flower diagram development. The profile asymmetry is to be taken into consideration while manufacturing.

**Key words:** roll-formed profile, forming roll, asymmetry degree, flower diagram

When developing the technology of roll-formed profiles manufacturing, in particular, their flower diagrams and straightening layouts, it is important to know the profile asymmetry degree. The last one determines the fold angles of the profile elements, the straightening tooling form and the straightening device adjustment as well [1].

Till now, the Russian bibliography on roll-forming has not paid much attention to the roll-formed profile asymmetry degree. But its application could be efficient when implemented in the technology (number of steps calculation, flower diagram development and straightening layout establishing), as well as in constructions including roll-formed profiles (imposing external loads, taking into consideration shearing and twisting forces).

The possible criteria are given in table 1.

Table 1. Criteria for profile assessment

Criterion denomination	Criterion description	Notes
1. Ponderometric, on basic element	Relative displacement of the profile center of gravity with reference to the basic element center	Constructive
2. Geometric comparative	Ratio of generalized geometric parameters of the left and of the right parts of the profile (local overall sizes) without taking into account the basic element	Constructive
3. Pondo-metric comparative (in fact, geometric, on the blank width on the right and on the left of the basic element)	Ration of weight parameters of the left and of the right part of the profile, ignoring the basic element	Constructive
4. Pondo-geometric, comparative	Comparison of dimension-weight parameters of the elements or their aggregate (on the right and on the left)	Constructive
5. Zone-related	According to the number of zones on the right and on the left of the basic element	Constructive
6. Angle- related	Ratio of folding angles on the right and on the left. Varieties: a) according to the folding angles of the carrying flanges; b) according to imaginary folding angles of pseudo-elements (which are determined	Constructive

Criterion denomination	Criterion description	Notes
	by two points – one by the bending zone near the basic elements, another by the blank butt)	
7. Translational (linear displacements)	During roll-forming, ratio of butts displacements of the left and of the right part. Varieties: a) according to horizontal projections; b) according to vertical projections; c) according to the absolute value of the displacement	Technological

It would seem, the majority of possible approaches to asymmetry ratio determination is based on constructive identifiers, as it may be seen in table 1 above, but in reality, the basic thing in asymmetry ratio determination rests on the primary technological identifier: the profile location in finishing stand of the roll-forming machine. If, for example, the location of an asymmetric profile in the roll-forming machine finishing stand is quite obvious, but the same location of a more complicated profile (to say, doorpost profile) may have different issues (fig. 1). The designer developing the construction of the profile cross-section would rather choose the variant of two-dimensional profile representation 2, 5 or 6 (see fig. 1), where one of the linear elements is parallel to the horizontal axis. However, the variant of its location with reference to the horizontal line similar to its position in the construction will not be declined, but such a situation is not so frequent in practice.

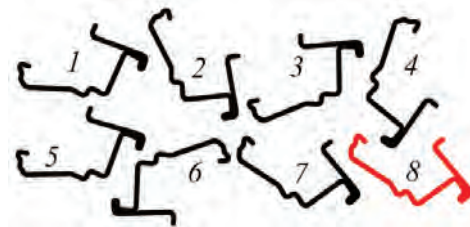


Fig. 1. Variants of location of the doorpost profile cross-section in the drawing or in the roll-forming machine finishing stand

The same profile (fig. 1) is used as horizontal and vertical element in the door construction, so its location in the drawing is not univocal. The correct location of the profile cross-section in the roll-forming machine finishing stand contains in itself the proximity of the non-symmetric profile configuration to that of a symmetric profile (position 8 in fig. 1). Here, the symmetry is determined with reference to a

vertical plane perpendicular to the drawing plane. From the point of view of a production engineer, such a plane should contain the profiling axis.

In fig. 2 there are given some practical profile configurations with their correct location in the roll-forming machine finishing stand. Their profiling axis and basic element are also shown in the same picture.

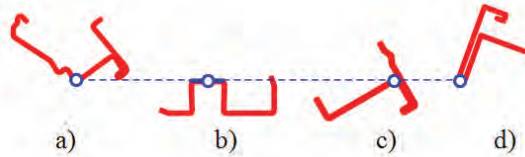


Fig. 2. Locations of some profiles in the roll-forming machine finishing stand with indication of the basic element and profiling axis

Fig. 3 shows the flower or linear diagrams relating to the roll-forming process [2]. This picture shows, that except for zone asymmetry ratio (see p. 5 of table 1), in all other cases, the asymmetry ratio established for the blank configuration in each step will change with the step number. But even the zone asymmetry ratio may change with the step number during roll-forming, if the bend zones are not formed at the same time, but consecutively. Moreover, the zone asymmetry ratio, presumably, doesn't reflect the very fact of asymmetry. So, if we reject the rift of left part in fig. 2,a, we would obtain the asymmetry ratio equal to 1, id est, it is a symmetric profile from technological point of view. In principle, it is so if we consider the displacements of the blank butts. Nevertheless, the rift adds three bending zones in the left part of the profile, rendering it substantially asymmetric. From a technological point of view, it is not correct, so far as a small rift forming does not practically affect the number of passes nor the forming diagram. That's why the zone asymmetry ratio should be rejected.

The angular symmetry ratio is to be rejected as well, so far as for some cross-section configurations it may give negative values (for example, for profiles *b* and *c*) in fig. 2). The analysis of the asymmetry ratios 1 – 4 from the above table shows that they are of no use for the profile asymmetry assessment.

Apparently, the most suitable asymmetry ratio is the translation ratio reflecting the ratio of displacements of the left and of the right butt during the roll-forming. In this case, the use of the blank butts displacements projections on one of the axes leads to a contradiction. For example, if we take the blank butt displacement

projections on the horizontal axis (when we consider a web with different flanges), both of them may occur zero.

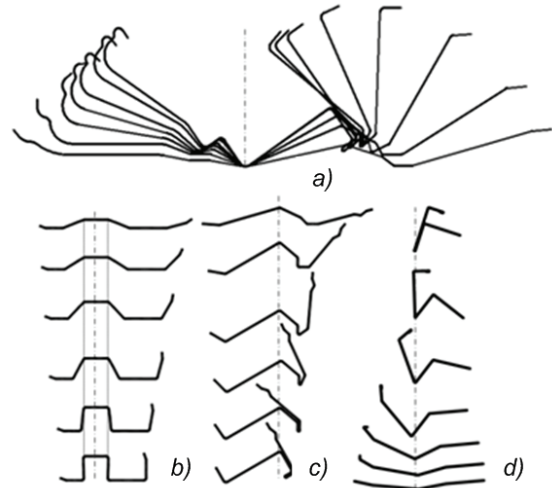


Fig. 3. Profiles forming diagrams: *a* – flower diagram; *b* – *d* – linear forming diagrams

As a first approximation, we may consider more closely the ratio of absolute displacements of the blank butts (in fact, the lengths of their trajectories). To some extent, namely the ratio of the blank butts displacements for flat trajectories characterizes the profile asymmetry in technological meaning (fig. 4a,b).

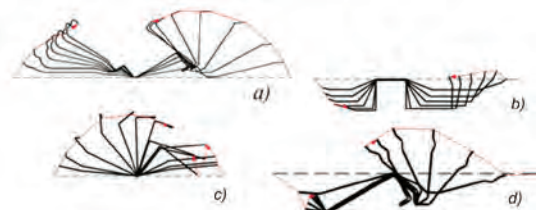


Fig. 4. Butts trajectories of the profile in flower diagrams

This approach could be acceptable, but the butts trajectories are not known a priori (although their displacements are known for each step), that's why it is necessary to introduce some modifiers like combinations of angles, length parameters etc. to be investigated more closely.

1. 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.

## ТЕХНОЛОГИЯ КОНСТРУКЦИЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОМБИНИРОВАННЫХ МУФТ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ.

Д.У. Хасьянова, У.Хасьянов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [dinara.khasyanova@mail.ru](mailto:dinara.khasyanova@mail.ru)

В работе представлена конструкция соединительных элементов для неразъемных соединений термомеханических соединений (ТМС) со вставкой, ее особенность и предназначение.

**Ключевые слова:** эффект памяти формы, муфта, термомеханическое соединение, надежность трубопроводов, мартенситное превращение.

Обеспечение высокой эксплуатационной надежности, повышение конструктивно-технологических возможностей при снижении трудоемкости монтажно-сборочных и обеспечение ремонтно-восстановительных работ с применением уникальных материалов и технологических процессов термомеханических соединений (ТМС), основанные на современном уровне, является приоритетным и престижным направлением для нашей промышленности.

Задача снижения веса деталей при сохранении требуемых эксплуатационных характеристик наиболее остро стоит перед производством летательных аппаратов.

Статистика отказов и неисправностей ряда изделий показывает, что примерно 65% всех отказов ЛА приходится на гидро и пневмосистему агрегатов и узлов. В полной мере это относится и к соединениям трубопроводов. [1]

Работы, направленные на снижение массы гидросистем, показывают необходимость повышения рабочего давления до 280 Атм, что в свою очередь требует, как применения высокопрочных материалов труб так и создание надежных конструкций их соединений.

Реализация поставленных задач позволяет снизить массу трубопроводных коммуникаций примерно в 2 раза, а применение неразъемных соединений вместо резьбовых снижает их вес примерно в 5 раз.

Анализ применяемости типов соединений показывает, что в ряде случаев применяются разъемные соединения трубопроводов из-за невозможности осуществления технологических приемов изготовления неразъемных соединений на борту (плотность монтажа, термическое или электромагнитное влияние на радио и навигационное оборудование, приборы управления, контроля и т.д.).

Эти соединения в настоящее время не допускают многократного демонтажа и монтажа соединяемых элементов, а ремонтные работы выполняются путем вырезки дефектного участка с заменой отдельных элементов. Соединения выполняются сваркой, пайкой, 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.

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  $\sigma_{-1}$  из стали 12X18H10T, сваренной аргоно-дуговой встык не превышает 100 МПа. [1] Наиболее высокие значения предела выносливости  $\sigma_{-1}$  наблюдаются у неразъемных соединений муфтами ТМС и для тех же размеров трубопровода составляет не менее 180 МПа.

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.

Разъемные соединения в основном используют арматуру с резьбовыми сочленениями. При монтаже соединений для обеспечения герметичности, создается необходимый натяг, который в процессе эксплуатации, требует периодических подтяжек с повышенным моментом затяжки. У соединений из материалов с различными коэффициентами термического расширения (КРТ) в зоне напряженного контакта при нагреве и охлаждении происходят колебания размеров, приводящих к необратимой пластической деформации. В результате, при некоторой пониженной эксплуатационной температуре, образуется термический зазор, приводящий к потере герметичности. [2]

На рис.1 представлена конструкция комбинированной термомеханической муфты для монтажа неразъемных (с диаметрами 12÷40мм) и разъемных соединений трубопроводов. Конструкция такой муфты позволяет использовать ее для ремонтных работ.

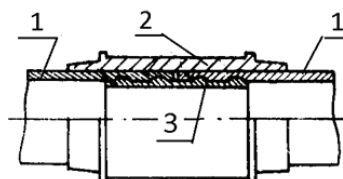


Рис.1. Термомеханическое соединение с использованием муфты со вставкой: 1 - трубопровод, 2 - муфта, 3 - вставка

Конструкция состоит из гладкой муфты с ЭПФ (рис. 2) и цанговой профилированной втулки из конструкционного материала. Втулка выполнена с

продольными для герметизирующих поясков прорезями с таким расчетом, что при охлаждении ниже температур термического мартенсита, способна радиально деформировать муфту.

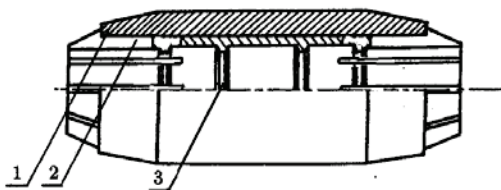


Рис. 2. Конструкция комбинированной термомеханической муфты для соединения трубопроводов с температурой эксплуатации выше  $0^{\circ}\text{C}$ , в том числе и для ремонтных работ: 1 – гладкая обойма из TiNi деформированная, выполняющая роль пресса; 2 – цанговая профилированная втулка из конструкционного материала с прорезями первого пояска; 3 – герметизирующие пояски профилированной втулки.

Конструкция муфты предназначена для соединения трубопроводов преимущественно больших диаметров, позволяющих использовать внутреннюю профилированную вставку (3) из конструкционного материала. Используется гладкая муфта (2) в сочетании с профилированной (3) вставкой из конструкционного материала, которая обжимает элементы соединяемых трубопроводов, пластически прижимая их к вставке.

Муфта при нормальных температурах находится в сжатом (применяемом для эксплуатации) состоянии. Силовые характеристики материалов муфты и втулки в зависимости от температуры представлены на рис.3. Перед монтажом, при охлаждении до температур мартенситного превращения, муфта под пружинящим действием втулки расширяется до размеров, превышающих диаметры соединяемых трубопроводов.



Рис. 3. Силовые характеристики материалов муфты и втулки, в зависимости от температуры.

Последующий нагрев приводит к обратным фазовым превращениям и генерации напряжений, превышающих пружинящие напряжения, которые способствуют сжатию муфты и образованию надежного соединения.

Для демонтажа (разъема) конструкции необходимо охлаждение всего узла соединения до температур ниже мартенситного превращения.

Муфта от пружинящего действия втулки расширяется и освобождает соединение.

Ремонтная конструкция отличается тем, что материал муфты должен иметь температуры фазовых превращений:  $M_s < 0^{\circ}\text{C}$ , а  $A_s > 30^{\circ}\text{C}$  [3]. Следовательно, комбинированная муфта в расширенном состоянии должна храниться при температурах, не превышающих  $30^{\circ}\text{C}$ . После монтажа производится нагрев до температур  $> 30^{\circ}\text{C}$ . Эксплуатация соединения возможна при температурах не ниже  $0^{\circ}\text{C}$ . Демонтаж возможен при соответствующем охлаждении.

Конструкция комбинированной муфты позволяет производить ремонтные работы как в стационарных условиях, так и на борту. Все характеристики такой муфты не уступают преимуществам термомеханическим соединениям с использованием муфты из металла с эффектом памяти формы [4], которые сочетают в себе высокую коррозионную стойкость при всеклиматических условиях, исключают необходимость в использовании квалифицированных операторов по монтажу, а также отсутствие термического или электромагнитного воздействия на окружающие устройства при ремонтных работах. Перечисленные преимущества позволяют характеризовать данные соединения как надежные и высокотехнологичные.

1. Сапожников В.М. Монтаж и испытания гидравлических и пневматических систем Л.А. М.: Машиностроение, 1979. 158 с.
2. Хасьянов У., Хасьянова Д.У. Технология неразъемных соединений трубопроводов с использованием муфт из металла с ЭПФ. Научные труды IV Международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении" 2015. С. 260-262.
3. Лотков А.И., Гришков В.Н. Никелид титана. Кристаллическая структура и фазовые превращения. Известия вузов. Физика. №5. 1985.
4. Хасьянова Д.У. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт ТМС и сборки трубопроводов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. / М.: МГУПИ. 2012.

## ОСОБЕННОСТИ МИКРОСТРУКТУРЫ, ПРОЧНОСТНЫХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ Cr-C С НАНОКОМПОЗИТНОЙ СТРУКТУРОЙ

М.М.Хрущов<sup>1</sup>, М.И.Петржик<sup>2</sup>, О.С.Антонова<sup>1,3</sup>, Е.А. Марченко<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [michel\\_x@mail.ru](mailto:michel_x@mail.ru)

<sup>2</sup>Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», Москва, Россия,

<sup>3</sup>Институт металлургии и материаловедения им. А.А.Байкова РАН, Москва, Россия

Приведены результаты сравнительного исследования структурно-фазового состояния, микроструктуры и функциональных характеристик легированных хромом алмазоподобных покрытий, полученных реактивным магнетронным распылением в ацетилене и смесях ацетилена с азотом, и хромуглеродных покрытий, полученных неактивным распылением мишени, изготовленной спеканием смеси хромового порошка и наноалмазов детонационного синтеза. Показано, что, несмотря на существенные отличия структуры и физико-механических свойств, покрытия обоих типов обладают значительной адгезионной прочностью и высокой работоспособностью в условиях тяжело нагруженного фрикционного контакта.

### Введение

Алмазоподобные углеродные покрытия (АПП), получаемые вакуумными ионно-плазменными (ВИП) методами, являются перспективными материалами, способными обеспечить работу тяжело нагруженных трибосопряжений [1]. Для улучшения их свойств достаточно широко используют легирование различными элементами. Авторы в своих работах ранее изучали АПП, легированные хромом (Cr-DLC), и обнаружили, что такое легирование может существенно повысить трибологические характеристики [2].

Развитие конверсионных технологий позволило получить новый тип наноструктурированных углеродных материалов – наноалмазы детонационного синтеза (НАДС) [3]. НАДС – искусственные «взрывные» наноалмазы (НА) – получают при утилизации твердых ВВ. Они представляют собой протяженные пространственные структуры неправильной формы из 9...10 кластеров, каждый из которых включает в себя 4...5 кристаллитов с кристаллической решеткой алмаза. Структура НАДС, состоит из остова с искаженной алмазной структурой (4...6 нм), окруженного неупорядоченной (аморфной) графитовой оболочкой (0,4...1 нм), состоящей из sp<sup>3</sup>/sp<sup>2</sup> связанных атомов углерода. Кроме того, имеется поверхностный слой, содержащий, помимо углерода, другие гетероатомы (N, H, O), способные образовывать широкий спектр разнообразных функциональных групп.

В промышленности НАДС используются, как непосредственно, так и в качестве добавок, повышающих эксплуатационные свойства самых различных материалов (износостойких, смазочных, абразивных и т.д.). Распространение получили композитные металл-наноалмазные (Me-НА) покрытия, получаемые электролитическим соосаждением нано- и ультрадисперсных алмазов с металлами. Эти покрытия имеют повышенную износостойкость и микротвердость, пониженный коэффициент трения, высокую коррозионную стойкость и адгезию, низкую пористость. Рост содержания наноалмазов в

таких покрытиях ведет к возрастанию износостойкости. Срок службы изделий с покрытиями увеличивается в 2-10 раз [3]. Как уже отмечалось, наиболее распространены Me-НА покрытия, получаемые электролитическим осаждением. Однако в ряде случаев такие покрытия, в частности, хром-наноалмазные (Cr-НА) пытались получать ВИП напылением.

По данным сканирующей зондовой микроскопии (СЗМ) ВИП покрытия Cr-НА имеют нанокompозитную структуру с размером субзерна ~ 30-70 нм, в которой частицы наноалмазов образуют сетку по границам металлических субзерен [е]. Подобная микроструктура существенно отличается от наблюдаемой у нанокompозитных АПП a-C:Cr и a-C:H:Cr, в которой включения хрома и его фаз внедрения размером ~ 2...15 нм (рис. 1) хаотически распределены в аморфной матрице на основе аморфного углерода a-C или твердых углеводородов.

### Цель работы

В работе ставилась задача сравнительного изучения и оценки влияния особенностей структурно-фазового состояния покрытий обоих типов (Cr-DLC и Cr-НА), полученных магнетронным методом, на их функциональные свойства (коэффициент трения и длительность стабильной работы фрикционного контакта с покрытием в условиях высоких контактных давлений, механические свойства, адгезионная прочность)..

### Методическая часть

Технология и условия получения покрытий Cr-DLC описана нами ранее в [2], покрытий Cr-НА – в [5], где исследовали оптимальную технологию их получения магнетронным распылением.

В частности, Cr-НА покрытия наносили при разных технологических режимах, используя составные (мозаичные) хром-наноалмазные и полученные методами порошковой металлургии мишени. Было показано, что покрытия, нанесенные распылением в аргоне мишеней второго типа, полученных

спеканием хромового и НА порошков, обладали наиболее высокими трибологическими показателями: нанотвердость  $\sim 30$  ГПа; коэффициент трения – на уровне 0,3; работоспособность в условиях высоких (до  $\sim 0,45$  ГПа), контактных нагрузок на уровне 4000 циклов.

Покрyтия Cr-DLC и Cr-НА подвергали комплексному исследованию структурных, механических и трибологических характеристик (использованные методики были описаны в [2,5]). Исследования адгезионной прочности методом царапания

проводили на адгезиометре (скретч-тестере) REVETEST фирмы CSM International (Швейцария) – при нагрузках в диапазоне 1...60 Н; скорости нагружения – 60 Н/мин. Длина царапин составляла 4,92 мм. Царапание осуществляли алмазным индентором в форме конуса (Rockwell C) с радиусом закругления вершины 200 мкм. Полученные царапины исследовали с помощью оптической и растровой электронной микроскопии. Всего были исследованы 4 образца. Описание образцов и полученные результаты приводятся ниже в табл. 1

Таблица 1. Условия нанесения, химический и фазовый состав, размеры ОКР, нанотвердость, критическая нагрузка, соответствующая началу адгезионного разрушения (локальное вскрытие подложки  $F_{кр}$  и минимальное значение коэффициента трения  $f$  и числа циклов до разрушения  $N$  для покрытий, испытанных на трение при максимальной нагрузке  $P_{макс} = 0,2$  Н.

№ обр.	Тип мишени	Условия напыления	[C], ат.%	Фазовый состав	$D_{Cr}$ , нм	$H$ , ГПа	$F_{кр}$ , Н	$f_{мин}$	$N_{мин}$
Cr-DLC									
1	Cr	Ar+C <sub>2</sub> H <sub>2</sub>	80,4	Cr+Cr <sub>23</sub> C <sub>6</sub> +a-C:H	8,1	10	33,3	0,15	3500
2	Cr	Ar+C <sub>2</sub> H <sub>2</sub> +N <sub>2</sub> (80:20)	64,3	Cr+Cr <sub>23</sub> C <sub>6</sub> +a-C:H	8,7	12,9	41,1	0,08	2400
3	Cr	Ar+C <sub>2</sub> H <sub>2</sub> +N <sub>2</sub> (20:80)	27,4	Cr+Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> +CrN+... +a-C:H	13,4	29,1	15,9	0,12	1000
Cr-НА									
4	Cr + НАДС	Ar	40,6	Cr+Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub>	13	29,6	36	0,29	4100

Из приведенных данных следует, что покрытия Cr-DLC, полученные реактивным распылением хрома в богатой ацетиленом атмосфере, т.е. с высоким содержанием углерода (1–2), и покрытия, полученные распылением спеченных Cr-НА мишеней (4), при испытаниях на трение в сходных условиях, демонстрируют примерно одинаковую работоспособность. В тоже время, покрытие 3 с более высокой твердостью демонстрирует более низкое значение  $N_{макс} \sim 1000$ . При этом их структурное состояние существенно отличается [2]. В покрытиях Cr-DLC, полученных в атмосфере, богатой ацетиленом присутствуют наноразмерные включения хрома размером  $\sim 10$  нм и включения Cr<sub>23</sub>C<sub>6</sub>, размером менее 2 нм. Дополнительное легирование азотом приводит к образованию наноразмерных фаз Cr<sub>7</sub>C<sub>3</sub> и CrN. Твердость покрытий при этом растет от 10 до 29 ГПа. По своей твердости Cr-DLC покрытие 3 и Cr-НА покрытие 4 практически не отличаются. В то же время значение коэффициента трения для Cr-НА покрытия 4 существенно выше, чем у Cr-DLC ( $\sim 0,3$ ). Период стабильной работы фрикционного сопряжения при испытаниях для покрытия 4 существенно выше, чем у 3, что делает его, несмотря на высокое трение, сопоставимым с покрытием 1, полученным магнетронным распылением в ацетилене. По данным спектроскопии комбинационного рассеяния [2] углеродная фаза покрытий Cr-DLC имеет неупорядоченную алмазоподобную структуру. Форма, в которой углерод существует в покрытиях, полученных с использованием Cr-НА мишеней, в настоящей работе не исследовалась.

Результаты испытаний хромуглеродных по-

крытий на адгезионную прочность приведены на рис. 1, таблицах 1 и 2.

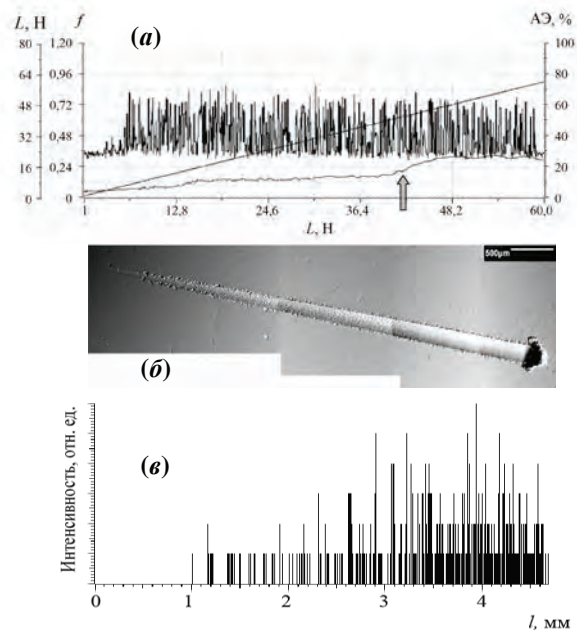


Рис.1. Результаты испытаний Cr-DLC покрытия 1 на адгезионную прочность: (а) – изменение значений нагрузки  $L$ , коэффициента трения  $f$  и сигнала акустической эмиссии (АЭ) при царапании поверхности в условиях линейно увеличивающейся нагрузки на индентор (стрелой отмечен момент начала заметного увеличения  $f$ , связанного с постепенным внедрением индентора в материал подложки); (б) – РЭМ изображение царапины, полученной при скретч-тесте и (в) – характер изменения вдоль нее интенсивности спектральной линии железа.

На рис. 1, а обращает на себя внимание резкий

рост числа сигналов АЭ, связанный с появлением сколов в приповерхностном слое при нагрузках, выше 6,5 Н. Анализ ЭМ и оптических изображений при большом увеличении выявить характерные повреждения, связанные с поверхностным скалыванием, образованием трещин в объеме покрытия и скалыванием его участков при снятии нагрузки после прохождения индентора и адгезионным износом механическим истиранием и постепенным обнажением подложки на поздних стадиях.

Характерные нагрузки и соответствующие им типы локальных повреждений, возникающие в ходе испытаний на адгезиометре приведены в табл. 2. Их возникновение подтверждается данными АЭ, измерений силы и коэффициента трения; глубины погружения индентора, результатами оптической и электронной микроскопии, данными энергодисперсионного рентгеновского анализа. Так, в покрытии 1 сигнал от железа подложки обнаруживается только на расстоянии  $l \sim 1,2$  мм от начала царапины (рис. 1, в), что соответствует нагрузке  $F$ , большей 15 Н, при которой, согласно табл. 2, начинается образование множественных трещин в покрытии. В дальнейшем при  $l > 3$  мм ( $F \approx 36$  Н) сигнал значительно усиливается в связи с обнажением стальной подложки.

Вид характерных повреждений в покрытиях Cr-DLC и соответствующие им возникновению значения пороговых нагрузок возникновения характерных повреждений  $F_{п}$ , показаны на рис. 2.

Таблица 2. Результаты испытаний покрытий на адгезионную прочность.

№ обр.	Условия напыления	$F_{п}$ , Н	Механизм разрушения	Примечание
Cr-DLC				
1	$C_2H_2$	2,7	К	тонкие трещины
		6,5	К	локальные сколы
		9,1	К	локальные сколы
		16,1	К	множественные трещины
		33,3	А	локальн. вскрытие подложки
		52,1	А	полное вскрытие подложки
2	$C_2H_2+N_2$ (80:20)	2,2	К	тонкие трещины
		6,5	К	локальные сколы
		9,6	К	локальные сколы
		19,4	К	множественные трещины
		41,1	А	локальн. вскрытие подложки
		50,1	А	полное вскрытие подложки
3	$C_2H_2+N_2$ (20:80)	2,9	К	тонкие трещины
		6,7	К	локальные сколы
		9,1	К	множественные трещины
		15,9	А	локальн. вскрытие подложки
		41,9	А	полное вскрытие подложки
		46,4	А	полное вскрытие подложки
Cr-NA				
4	Ar	1,9	К	тонкие трещины
		7,4	К	трещины в зоне контакта
		10,4	К	множественные трещины
		24,9	К	множественные трещины
		36,0	А	локальн. вскрытие подложки
		51,8	А	полное вскрытие подложки

Эволюция характера процессов разрушения покрытий при инструментальном царапании с ростом нагрузки характеризуется следующей последовательностью стадий: (1) образование тонких трещин  $\rightarrow$  (2) образование локальных сколов на поверхности покрытия  $\rightarrow$  (3) образование множественных трещин в объеме покрытия  $\rightarrow$  (4) локальное вскрытие подложки, связанное с развитием процессов истирания покрытий  $\rightarrow$  (5) полное вскрытие (обнажение) подложки.

Если первоначально (на стадиях 1–3) процесс разрушения является когезионным и ограничен объемом покрытия, то на последних двух стадиях он приобретает адгезионный характер, поскольку в него оказываются вовлечены как покрытие, так и граница раздела и материал подложки.

### Выводы

1. Структурно-фазовое состояние алмазоподобных (Cr-DLC) и хромуглеродных покрытия, полученных распылением содержащих наноалмазы мишеней, существенно различается. В структуре покрытий Cr-DLC, полученных в смесях ацетилена и азота присутствуют наноразмерные включения хрома размером  $\sim 10$  нм, включения карбидов и нитридов хрома размером менее 2 нм.
2. При трении число циклов  $N$ , при котором нарушаются условия стабильности работы фрикционного контакта, и критическая нагрузка  $F_{кр}$ , при которой начинается локальное разрушение поверхности покрытий при испытаниях на адгезионную прочность, в покрытиях Cr-DLC, значительно снижается с увеличением содержания азота в смеси.
3. Работоспособность в условиях фрикционной усталости ( $N > 4000$ ) и значения  $F_{кр}$ , ( $\sim 36$  ГПа) в хромуглеродных покрытиях, полученных с использованием наноалмазов, выше, чем у легированных хромом АПП, полученных в атмосфере с высоким содержанием азота.
4. Коэффициент трения АПП, легированных хромом – низкий, на уровне 0,1...0,15, тогда как в хромуглеродном покрытии, полученном с использованием наноалмазов, он существенно выше.
5. Показано, что структура покрытий обоих типов носит композиционный характер и представлена фазами, образовавшимися при магнетронном напылении в результате взаимодействия между собой компонентов мишени и/или реактивных газов, входящих в состав рабочей атмосферы.
6. Приближенные оценки, основанные на знании химического состава и результатах количественного рентгенофазового анализа хромуглеродных покрытий, полученных с использованием наноалмазов, показывает, что в них порядка 10...15 ат. % углерода должно находиться в несвязанном состоянии. Выяснение его природы представляет значительный интерес.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 15-08-05264) и Программы повышения конкурентоспособности НИТУ «МИСиС» среди веду-

щих мировых научно-образовательных центров на 2013-2020 гг. Минобрнауки РФ (в части изучения микромеханических свойств покрытий).

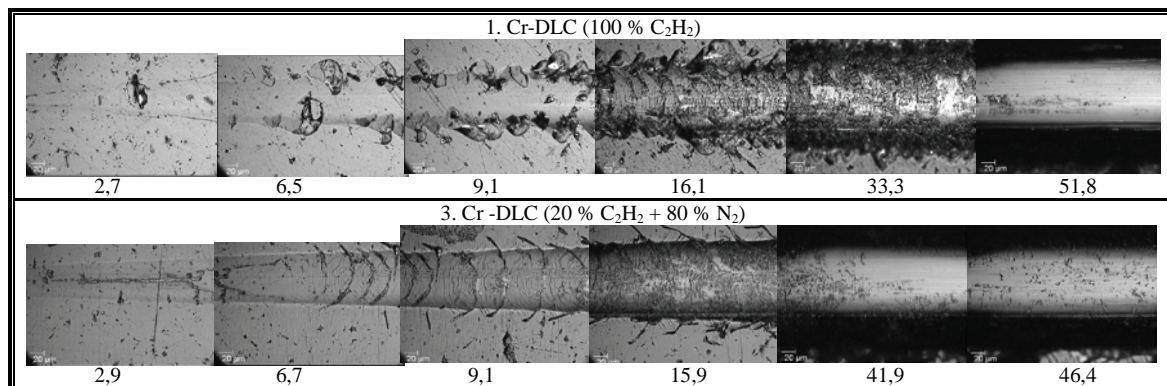


Рис. 3. Пороговые значения нагрузки  $F_n$  (Н) возникновения характерных повреждений при скретч-тестировании покрытий Cr-DLC (приведенные значения  $F_n$  соответствуют середине отдельных кадров).

1. Tribology of Diamond-like Carbon Films: Fundamentals and Applications / Ed. by C. Donnet, A. Erdemir. N.Y.: Springer. 2008.
2. Хрущов М.М., Атаманов М.В., Марченко Е.А., Петржик М.И., Левин И.С. // Изв. РАН. Сер. физич., 2014. Т.78. № 10. С.1257-1265.
3. Долматов В.Ю. Детонационные наноалмазы: Получение, свойства, применение. СПб: Профессионал. 2011.
4. Андреев М.А., Чекан В.А., Маркова Л.В. Кузнецова Т.А. // 4-й Белорус. сем. по СЗМ: Сб. докл. Гомель: ИММС НАНБ. 2000. С.60-63.
5. Атаманов М.В., Хрущов М.М., Марченко Е.А., Шевченко Н.В. и др. // Вакуумная техника и технологии – 2017: Труды 24-й Всерос. научн.-технич. конф. С.-Петербург, 6–8 июня 2017 г. СПб.: Изд-во СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2017. С.108-111.



## ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЖАРОПРОЧНОГО МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОГО СПЛАВА НА ИНТЕРМЕТАЛЛИДНОЙ ОСНОВЕ

Царева И.Н., Бердник О. Б., Максимов М.В., Кривина Л.А.

Институт проблем машиностроения - филиал Федерального государственного бюджетного научного учреждения «Федеральный исследовательский центр Институт прикладной физики РАН» (ИПМ РАН), Нижний Новгород; Россия, [npktribinika@yandex.ru](mailto:npktribinika@yandex.ru)

В работе исследованы фазовый состав, микроструктура и механические свойства жаропрочного монокристаллического сплава на интерметаллидной основе, используемого при изготовлении рабочих лопаток турбин в газотурбинных двигателях в отечественном двигателестроении.

In work the phase composition, a microstructure and mechanical properties of the heat resisting single-crystal alloy on an intermetallic basis used at production of working shovels of turbines in gas-turbine engines in domestic engine-building are investigated.

### Цель

Исследования посвящены изучению анизотропии структуры и механических свойств перспективного монокристаллического жаропрочного сплава на интерметаллидной основе с целью использования полученных результатов при разработке ремонтно-восстановительной технологии продления ресурса рабочих лопаток 1-ой ступени газовой турбины SGT-800 производства фирмы Siemens, эксплуатируемых в составе газотурбинных двигателей (ГТД) в энергетической отрасли России (рис. 1).

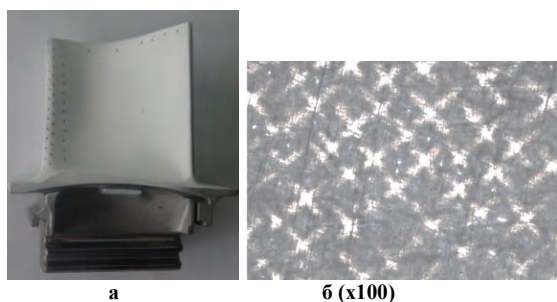


Рис.1. Рабочая лопатка 1-ой ступени SGT-800:  
а – внешний вид, б – дендритная структура монокристаллического сплава

### Методика исследований

Объектом исследования являлся модельный образец (в форме параллелепипеда размером 30x25x5 мм) перспективного монокристаллического жаропрочного сплава на интерметаллидной основе (отечественного производства) (рис. 2), полученного методом градиентной направленной кристаллизации и предназначенного для изготовления рабочих лопаток ГТД нового поколения.

Химический анализ сплава проводили неразрушающим методом на анализаторе Niton XL2 Analyzer. Фазовый состав анализировали на разных плоскостях образца методом рентгеноструктурного анализа (в симметричной съемке по Брэггу-Брентано, Cu-K $\alpha$ -излучение).

При анализе микроструктуры материала использовали оптический микроскоп «Микрокон» и электронный микроскоп «TESCAN VEGA II».

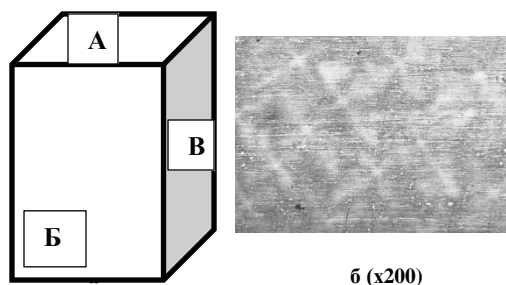


Рис.2. Модельный образец монокристаллического сплава: а – внешний вид, б – дендритная структура в сечении А

Микротвердость сплава определяли на микротвердометре ПМТ-3 (при нагрузке на индентор 1 Н). Для определения предела текучести ( $\sigma_T$ ) и предела микропластичности ( $\sigma_0$ ) материала использовали метод релаксационных испытаний путем многоступенчатого сжатия на автоматизированном релаксметре высокой жесткости.

### Результаты исследований

Методом неразрушающего химического анализа установлено, что жаропрочный монокристаллический сплав на интерметаллидной основе имеет (усредненный по всему образцу) следующий элементный состав: Ni– основа, W-9,87%; Co-9,38%; Al-6,09%; Cr-4,58%; Mo-1,09%; Re-4,25%; Ta-3,44%; Nb-1,08%. Методом рентгеноструктурного анализа установлена анизотропия фазового состава на разных плоскостях образца (рис. 3, табл. 1). На дифрактограмме для плоскости А присутствует один рефлекс высокой интенсивности, соответствующий монокристаллу интерметаллидной фазы  $\gamma'$ -Ni $_3$ Me с кристаллографической ориентацией в направлении (100). На фотографиях

микроструктуры в этой плоскости видны характерные признаки монокристаллического сплава (рис. 2б) в виде ориентированных дендритов с размером ветвей  $\sim 420 \times 330$  мкм. В плоскостях Б и В фазовый состав идентичен и представляет собой совокупность рефлексов  $\gamma'$ -фазы и карбидов (преимущественно, карбида хрома) (рис. 3, табл. 1). Характерная картина микроструктуры представлена на рис.4.

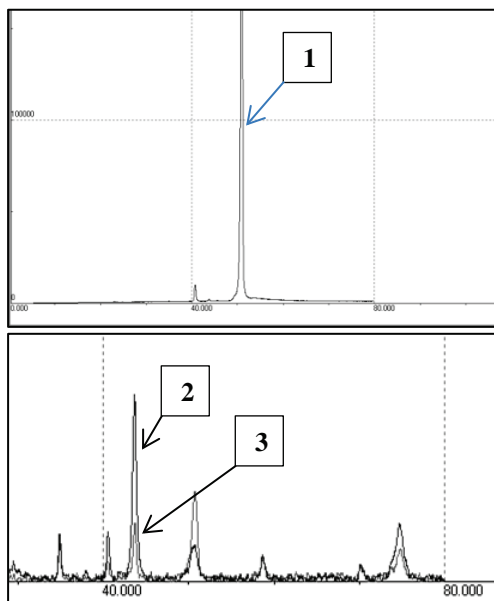


Рис. 3. Дифрактограммы сплава для разных граней образца: 1 - плоскость А, 2,3 – плоскости Б и В

Метод электронной микроскопии позволил детализировать отдельные структурные составляющие. На рис. 4а представлена структура материала фрагментарного строения. Фрагменты вытянуты вдоль направления кристаллизации и состоят из мелкодисперсных блоков. На рис. 4б хорошо видны области с мелкодисперсными карбидными включениями. Зональный элементный анализ показал, что легирующие элементы в сплаве распределены неравномерно (рис. 5, табл. 2, спектры 13 - 15). Такие легирующие элементы, как W, Co, Al, Mo участвуют в образовании интерметаллидной фазы  $\gamma'$ -Ni<sub>3</sub>Me сложного состава (рис. 5а). Редкоземельные элементы образуют отдельные скопления (рис. 5б, табл.2 спектры 17-19). Анизотропия микроструктуры приводит к проявлению неоднородности механических свойств в разных сечениях образца, обусловленной наличием зон, представляющих собой различные структурные компоненты. Измерения микротвердости показали, что в разных сечениях образца микротвердость может отличаться в 1,5-1,8 раза. Так в поперечном сечении (сечение А) микротвердость в области дендритов составляет  $\sim 675$  кг/мм<sup>2</sup>. В междендритном пространстве она существенно

выше ( $H_{100}=810$  кг/мм<sup>2</sup>), что, по-видимому, обусловлено наличием полей напряжений и мелкодисперсных карбидных включений (сочетание дислокационного и дисперсионного механизмов упрочнения). В сечениях Б и В микротвердость ниже по сравнению с сечением А. В зонах сосредоточения субзеренных блоков и карбидных частиц она существенно выше (значения  $H_{100}$  (кг/мм<sup>2</sup>) приведены на рис.4а и 4б соответственно).

Таблица 1. Результаты рентгенофазового анализа монокристаллического сплава на интерметаллидной основе

Зона сьем ки	2θ, град	d, нм	I, отн.ед.	(hkl)	фаза
А	50,800	0,2215	1	100	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	40,750	0,1797	0,03		Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub>
Б	34,373	0,2613	0,25	110	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	39,984	0,2254	0,26		Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub>
	43,211	0,2095	1	111	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
		0,1818	0,20	200	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	58,223	0,1586	0,13	210	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	69,447	0,1352	0,09		Ni <sub>3</sub> C
	74,217	0,1278	0,31	220	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
В	34,373	0,2613	0,49	110	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	39,984	0,2254	0,21		Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub>
	43,352	0,2085	0,63	111	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	50,226	0,1818	1	200	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	58,223	0,1586	0,25	210	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me
	69,449	0,1352	0,21		Ni <sub>3</sub> C
	74,357	0,1276	0,37	220	$\gamma'$ -Ni <sub>3</sub> Me

Релаксационные испытания показали, значения механических свойств материала образца зависят от направления кристаллизации. Образцы, вырезанные вдоль направления кристаллизации, имеют повышенные значения предела микропластичности и предела текучести ( $\sigma_0=677$  МПа и  $\sigma_T=835$  МПа соответственно) по сравнению с образцами, вырезанными в поперечном направлении ( $\sigma_0=500$  МПа и  $\sigma_T=770$  МПа соответственно).

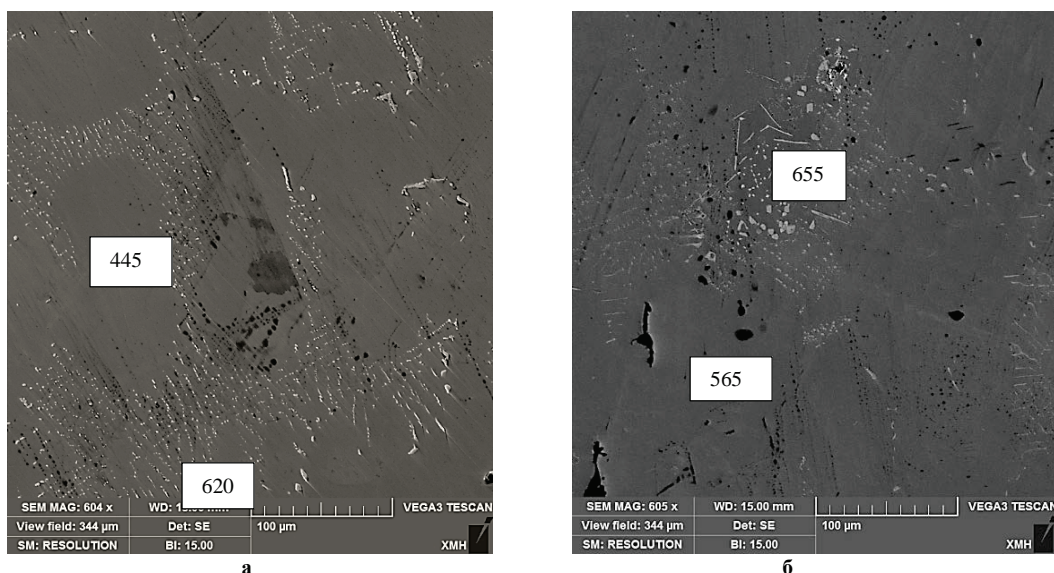


Рис.4. Микроструктура сплава в сечениях Б и В образца из жаропрочного монокристаллического сплава:  
а – фрагментированная структура, б – области с карбидными включениями

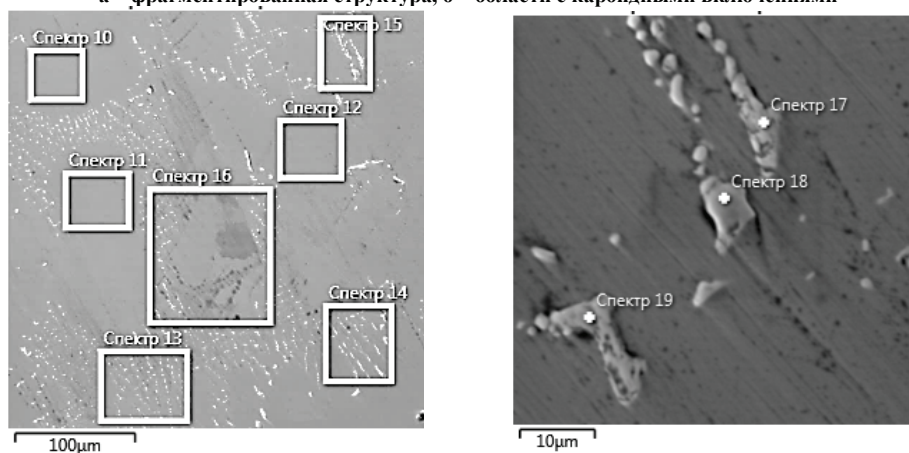


Рис.5. Распределение элементного состава образца (сечение Б)

Таблица 2. Содержание элементов в разных зонах образца (сечение Б)

Элемент	Масс. %									
	Спектр 10	Спектр 11	Спектр 12	Спектр 13	Спектр 14	Спектр 15	Спектр 16	Спектр 17	Спектр 18	Спектр 19
Al	6.09	5.91	6.00	5.95	5.64	5.45	5.78	0.00	0.00	0.00
S	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Cr	4.58	4.56	4.55	4.35	4.44	4.38	4.40	0.52	0.42	0.69
Co	9.38	9.74	9.64	9.35	8.95	8.80	9.49	0.66	0.44	0.67
Ni	60.21	59.72	60.52	58.61	57.93	56.77	58.88	3.49	2.58	3.35
Nb	1.08	1.12	1.20	2.29	2.80	4.36	1.51	38.41	42.48	35.75
Mo	1.09	1.31	1.13	0.00	1.02	1.19	1.31	0.00	0.00	0.00
Ta	3.44	3.35	3.50	6.06	6.55	7.57	4.32	49.67	46.90	50.96
W	9.87	9.89	9.45	9.76	9.14	8.63	10.21	7.25	7.19	8.59
Re	4.25	4.39	4.01	3.63	3.53	2.86	4.10	0.00	0.00	0.00
Сумма	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00

### Заключение

Результаты проведенных исследований показали, что в жаропрочных монокристаллических сплавах на интерметаллидной основе механические характеристики существенно зависят от направления кристаллизации. При разработке ремонтно-восстановительных технологий для рабочих лопаток турбин необходимо учитывать особенности кристаллического строения моно-сплавов и анизотропию механических свойств материала. При воздействии температурного фактора, сопро-

вождающего разные технологические операции (такие, как восстановительная термическая обработка, наплавочные работы или нанесение теплозащитного покрытия) необходимо строго контролировать состояние монокристаллического сплава, чтобы сохранить его жаропрочные свойства, особенно, в наиболее ответственных зонах лопатки.

## ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПОВЕРХНОСТИ ПРЕДМЕТА С НЕЧЁТКОЙ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКОЙ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТОЧЕК ЗАХВАТА АНТРОПОМОРФНЫМ СХВАТОМ РОБОТА

В.И. Чижиков, Е.В. Курнасов

Московский технологический университет (МИРЭА), Москва, Россия; [vichizhikov@gmail.com](mailto:vichizhikov@gmail.com)

Идентификация поверхности проводится на основе сформулированных разрешающих правил тактильного распознавания целевых узловых точек на поверхности, в которых возможен успешный захват предмета. Предложен алгоритм очувствления при формировании узловых точек.

**Ключевые слова:** манипуляционный робот, схват, роботизированный протез, захват предмета, тактильное распознавание, идентификация поверхности.

Использование технического зрения [1] для идентификации поверхности предмета далеко не всегда даёт позитивное решение, т.к. освещённость зоны размещения предмета и его оптические свойства (прозрачность, блики на поверхности, малый цветовой контраст, толщина предмета) вносит существенный шум. Тактильное распознавание, в таком случае, представляется наиболее перспективным методом поиска на поверхности тех точек, или пятен контакта, в которых возможен захват при условии создания в них соответствующих реакций. Конструкция схвата антропоморфного робота или протеза кисти руки может обеспечить захват и фиксацию любого объекта, но это, как правило, «слепое хватание» и предназначено для манипулирования одним вариантом формы объекта с фиксированными координатами [2]. Изменение физических параметров поверхности, формы, координат позиционирования предмета приводит к срыву попытки поднять предмет и, следовательно, манипулировать им. Человек при попытке проделать аналогичную ситуацию использует комбинацию чувств, основными из которых являются визуальные и тактильные. В большинстве попыток решить проблему захвата использовалось техническое зрение, которое, к сожалению, не может дать нам всю информацию о захвате. Предыдущие исследования концентрировались на зрении, а не на тактильном интеллекте. Пока что большинство исследований направлено на создание искусственного интеллекта, основанного на визуальной обратной связи. В процессе распознавания сравнивается визуальная информация с трёхмерным изображением из базы [3]. Захват и манипулирование является силовой операцией, в которой основной информацией является контакт и сила сжатия, которую зрение не отслеживает [4, 5].

### **Разработка разрешающего правила тактильного распознавания целевых точек на поверхности.**

Для описания алгоритма был определён ряд соглашений по постановке решаемой задачи используемой терминологии. Среди которых, условие достижимости в декартовой системе координат, условие неразрывности, критерий обеспечивающий получение трехмерной пространственной модели распределения основных параметров, критерий связанности, и критерий обязательного взаимодействия

ортогонально размещенным пальцем схвата.

**Целью алгоритма** является нахождение всех узлов сетки на поверхности предмета, удовлетворяющих вышеприведенным критериям.

**Решением поставленной задачи** является набор множеств узлов, принадлежащих к распознанным поверхностям, на которых в процессе захвата с реакциями  $R$  в точках контакта, не превышающих  $[R]$ , обеспечивается неразрывность пальцев схвата с предметом. Используем подход, основанный на сечениях. Каждое сечение совмещено с плоскостью движения пальца схвата и представляет собой локальную плоскость. Каждый контакт активного элемента схвата формирует локальную плоскость, которая связана с базовой системой координат предмета, являющейся неподвижной. Поиск движения проводятся путём дискретных взаимно ортогональных перемещений каждого звена пальца, образующего палец, в результате которого образуется узел. При этом силовая составляющая контакта в каждом узле направлена по нормали к искомой поверхности. Формируемая таким образом топологическая карта позволяет сформировать квазинепрерывную область, в которой возможен успешный захват предмета. Событие успешного захвата должно подкрепляться отсутствием проскальзывания в точке контакта при достижении в ней  $[R]$ .

**Пункты алгоритма** формирования узловой точки следующие:

1. Сенсоры размещены по длине звена пальца схвата. Каждый палец состоит из трех подвижных звеньев с тремя степенями свободы.

2. Из пункта 1 следует, что при переходе к следующей узловой точке, возможно любое изменение узлов между звеньями пальца, при одновременном удержании требуемого нормального давления на исследуемую поверхность.

3. Тактильное поисковое движение состоит из двух ортогональных движений.

4. Выполняя условие неразрывности предмета с активными элементами схвата при фиксированных контактных усилиях, всякий раз проверяется возможность манипулирования (условие проскальзывания).

За модель чувствительного элемента принят толкатель со сферической контактной поверхностью пространственного кулачкового механизма, в кото-

ром кулачек (предмет) неподвижен, а ортогональное перемещение выполняет толкатель.

Принятая модель позволяет реализовать функцию умножения двух величин с помощью предложенного двухподвижного механизма.

Описывая чувствительный элемент уравнением сферы, и дифференцируя которое по координатам  $u$  и  $v$ , можно получить, после несложных преобразований, координаты  $x$  для шаровой и  $y$  для эквидистантной поверхностей в зоне перемещения чувствительного элемента.

Введём фильтр экспоненциального сглаживания, который в виде алгоритма может быть реализован схемно. Алгоритм обеспечивает экстраполирование координат при известных текущих значениях. Рекуррентные выражения для интервала дискретизации  $\Delta T = 1$  будут иметь вид

$$\begin{aligned} u[n+1] &= (1-\beta)u[n] + \beta z_u[n+1], \\ v[n+1] &= (1-\beta)v[n] + \beta z_v[n+1], \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\beta$  – параметр фильтра,  $u$  и  $v$  – дискретное ортогональное перемещение распознаваемой поверхности,  $Z$  – результат ортогональных перемещений в узловой точке.

Алгоритм начинает работу при известных значениях перемещений при  $u[0]$ ,  $v[0]$ .

Задача синтеза алгоритма управления антропоморфным схватом сводится к определению структуры и параметров закона вычисления управляющей функции, при которых привод развивает заданное усилие касания  $R^0$ , не превышающее  $[R]$ . При этом необходимо, чтобы процесс установления заданного усилия  $R(t) \rightarrow R^0$  имел вполне определённую характеристику в предположении, что контур организуется на основе обратных связей по усилиям, измеряемым тензометрическими или пьезоэлектрическими датчиками. В [6] показано, что при использовании в исполнительной системе схвата робота оболочек разомкнутого типа модель взаимодействия схвата с объектом может быть описана

$$R(\lambda, \Delta G) = \sum_{i=1}^n N_i, \quad (2)$$

где  $R(\lambda, \Delta G)$  – реакция, вызванная внешним воздействием;  $\sum_{i=1}^n N_i$  – сумма сил, действующих на звенья схвата. Здесь  $\Delta G$  – массовый расход воздуха;  $\lambda$  – упругое перемещение оболочки, кинематически связанной со звеньями схвата.

Считая управляемой переменной  $\lambda$ , управляющей –  $\Delta P = \Delta P(\lambda, \dot{\lambda})$ , являющееся избыточным давлением в оболочке. В начальный момент времени  $t = 0$  состояние управляемого процесса характеризуется значениями  $\lambda(0) = \lambda_0$ ;  $\dot{\lambda}(0) = \dot{\lambda}_0$ . Требуется

определить структуру и параметры алгоритма управления  $\Delta P = \Delta P(\lambda, \dot{\lambda})$ . Необходимо при этом, чтобы переходный процесс  $\lambda(t) \rightarrow \lambda^0$  соответствовал решению дифференциального уравнения

$$\begin{aligned} \tau_\lambda^2 \ddot{\lambda}^*(t) + 2\varepsilon \tau_\lambda \dot{\lambda}^*(t) + \lambda^*(t) &= \lambda^0; \\ \lambda^*(0) = \lambda_0; \dot{\lambda}^*(0) &= \dot{\lambda}_0. \end{aligned}$$

Постоянная времени  $\tau_\lambda$  и коэффициент затухания  $\varepsilon$  заданы; они назначаются такими, чтобы динамика замкнутой системы отвечала требованиям, предъявляемым процессом распознавания поверхности. В соответствии с процедурой метода обратных задач динамики искомый алгоритм определяется из условия, чтобы ускорение перемещения  $\ddot{\lambda}(t) = b \cdot \Delta P - \beta_0 \cdot \lambda(t) - \beta_1 \cdot \dot{\lambda}(t)$  было равно

ускорению  $\ddot{\lambda}^*(t) = \frac{1}{\tau_\lambda^2} (\lambda^0 - \lambda^*(t)) - 2 \frac{\varepsilon}{\tau_\lambda} \dot{\lambda}^*(t)$ , ко-

торое соответствует эталонному процессу  $\lambda(t) \rightarrow \lambda^0$ . Сравнивая  $\lambda^*(t) = \lambda(t)$ , найдём

$$\Delta P(\lambda, \dot{\lambda}) = \frac{1}{b} \left[ \frac{1}{\tau_\lambda^2} (\lambda^0 - \lambda) + \beta_0 \lambda + \left( \beta_1 - 2 \frac{\varepsilon}{\tau_\lambda} \right) \dot{\lambda} \right].$$

Синтезированный алгоритм является компенсационным.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 16-08-00305).

1. Шавва А.П., Холопов В.А. Совместная обработка потоков видеоданных как метод повышения эффективности оптико-электронных систем // Промышленные АСУ и контроллеры. 2017. № 5. С. 35-41.
2. Чижиков В.И., Моргуненко К.О., Воробьев Е.И. Тактильная аппроксимация формы объекта пятипалой кистью руки антропоморфного робота // Международная научно-техническая конференция «Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике» («МНТК ФТИ-2017»). 2017. С. 136-139.
3. Кушнир А.П. Виртуальный контроль сборки изделия на стадии проектирования // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2009. № 5. С. 54-56.
4. Ozawa R., Arimoto S., Nakamura S., and Bae J. H. Control of an object with parallel surfaces by a pair of finger robots without object sensing // IEEE Transactions on Robotics. October 2005. Vol. 21. No. 5. pp. 965-976.
5. Албагачиев А.Ю., Кушнир А.П. Теоретическая оценка податливости контакта реальных поверхностей // Тяжелое машиностроение. 2010. № 12. С. 32-33.
6. Чижиков В.И. Тормозное устройство на основе трубки Бурдона в следящем пневмоприводе // Промышленные АСУ и контроллеры. 2011. №7. С. 30-36.

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГОЛЕНОСТОПНОГО ШАРНИРНОГО ОРТЕЗА

В.И. Чижиков, Е.В. Курнасов

Московский технологический университет (МИРЭА), Москва, Россия; [vichizhikov@gmail.com](mailto:vichizhikov@gmail.com)

Представлен один из возможных методов моделирования шарнирного ортеза стопы. Выбран простой физический аналог – математический маятник с точкой подвеса в области голеностопных суставов. Процесс ходьбы моделировался как вибрация точки подвеса, так как частота колебаний подвеса велика по сравнению с частотой колебаний маятника.

**Ключевые слова:** математическая модель, роботизированный протез, опорно-двигательный аппарат, ортез стопы, маятник.

Модель голеностопного ортеза на основе маятника с вибрирующим подвесом [1] является наиболее простой, но охватывающей важнейшие аспекты движения голеностопа при ходьбе и беге. Впервые маятник с вибрирующим подвесом был исследован в 1908 г. А. Стефенсоном [2]. При изучении этого вида маятников всё внимание сосредотачивалось на том виде движения, когда период колебаний подвеса  $T$  мало отличался от периода колебаний самого маятника  $\tau$ . При этом было найдено, что в тех случаях, когда  $2T$  или кратное ему значение близко к периоду  $\tau$ , возникает явление параметрического резонанса. Исследования, в основном, сводились к изучению свойств решения уравнения Маттье, которые описывает это движение при малых амплитудах колебания. Было обнаружено, что при колебаниях точки подвеса с  $\tau$ , значительно превышающим  $T$ , маятник может быть устойчивым в перевёрнутом положении, т.е. приобретать особый вид динамической устойчивости.

Для бега характерен, в целом, тот же цикл движений, что и при ходьбе, те же действующие силы и функциональные группы мышц, что и при ходьбе и его можно рассматривать как предельный случай. Отличие заключается в наличии при беге так называемой «фазы полета» или безопорной фазы, когда обе ноги человека не касаются земли [3]. Интуитивно возникает впечатление, что при беге положение человека в пространстве менее устойчиво, с другой стороны опыты показывают, что при увеличении скорости ходьбы и переходе на бег положение человека в пространстве становится более устойчивым.

Чем обусловлено пристальное внимание к опорно-двигательному аппарату (ОДА) и, в частности, к голеностопному суставу?

В условиях современных спортивных тренировок и соревнований, суставы и различные элементы позвоночника подвергаются постоянному риску получения травмы по причине неблагоприятного воздействия высоких силовых и ударных нагрузок и вибраций при выполнении спортивных движений и поз. В результате этого возникают специфические повреждения, заболевания и отклонения в формировании позвоночника и суставов, характерные для определенных видов спорта. На фоне этого нередко наблюдается прекращение роста спортивных результатов, их снижение или даже потеря спортивной работоспособности. Травматиче-

ские повреждения (заболевания) суставов конечностей и позвоночника при занятиях спортом занимают значительное место и существенно влияют на работоспособность спортсменов. Внезапное прекращение высокоинтенсивной мышечной и психонервной деятельности отрицательно сказывается не только на состоянии ОДА, но и на функции внутренних органов и систем. Математическое моделирование влияния нагрузок на суставы и позвоночник с целью оценки риска получения спортивной травмы в различных видах спорта может оказать существенную помощь в коррекции тренировочных программ и технических элементов спортивных движений с учетом особенностей вида спорта и индивидуальных особенностей ОДА спортсмена.

Возвращаясь к моделированию голеностопного сустава, следует отметить, что функционирование голеностопа как маятника с вибрирующим подвесом позволяет прогнозировать поведение ОДА, в частности, – его возможный ресурс при заявленных нагрузках.

Уравнение Лагранжа второго рода для маятника с подвесом, который смещён по оси ординат на величину  $u$  и отклонён на угол  $\theta$  относительно этой же оси имеет вид

$$\begin{aligned}(m_u + m_\theta)\ddot{u} + m_\theta l(\ddot{\theta}\sin\theta + \dot{\theta}^2\cos\theta) &= (m_u + m_\theta)g, \\ m_\theta(\ddot{\theta}l^2 + \dot{u}l\sin\theta) &= m_\theta gl\sin\theta,\end{aligned}\quad (1)$$

где  $m_u$ ,  $m_\theta$  – массы подвеса и маятника соответственно;  $l$  – длина маятника.

В правой части уравнений представлены силы, зависящие от обобщённых координат, т.е. потенциальные силы. Колебательная система учитывает массу вибрирующего подвеса.

Пусть подвес маятника совершает простые гармонические колебания с амплитудой  $a$  и угловой частотой  $\omega$ , тогда имеем

$$u = a \sin \omega t. \quad (2)$$

Дифференцируя это выражение дважды по времени и подставляя значения  $u$  (1) после несложных преобразований, имеем

$$\ddot{\theta} = \left( -\frac{a}{l}\omega^2 \sin \omega t + \frac{g}{l} \right) \sin \theta. \quad (3)$$

Это уравнение обычно подвергают упрощению, ограничивая задачу рассмотрением малых значений

угла  $\theta$  и заменяя им величину  $\sin\theta$ . При этом ограничении получается уравнение Матье, при помощи которого изучали проблему движения маятника с колеблющимся подвесом. Исследуем колебания маятника около положения статического равновесия, принимая за обобщённую координату

$$q_c = \theta_0 - \theta.$$

Принято допущение, что за период быстрого колебания подвеса угол  $\theta$  мало изменится, оставаясь близким к некоторой величине  $q_c$ . Как известно, положению устойчивого равновесия соответствует минимум потенциальной энергии. При определении минимума потенциальной энергии учитывается только масса, сосредоточенная в центре тяжести маятника. Условие статического равновесия запишем в виде

$$M_q + \overline{M} = 0, \quad (4)$$

где  $M_q$  – момент внешних сил,  $\overline{M}$  – вибрационный момент. В частном случае, когда момент внешних сил создаётся силой тяжести, он равен

$$M_q = m_\theta g l \sin(q_c + q_d),$$

где  $q_d$  – дополнительное перемещение, вызываемое периодически изменяющейся силой. Принимая как физический маятник ступню в модели голеностопного сустава, вибрационный момент, вибрационный момент

$$\overline{M} = -\frac{1}{4} \left( 1 + \frac{k^2}{l^2} \right)^{-1} m_\theta a^2 \omega^2 \sin 2q_c.$$

В уравнении движения маятника инерционный момент уравнивается моментом внешних сил и вибрационным моментом, который можно заменить периодически изменяющейся силой упругости. Упругий элемент, встроенный в колебательную систему, выполняет стабилизирующую функцию и позволяет при ходьбе или беге с выбранной скоростью «самоустанавливать» стопу под тем углом к голени, который определяется характером передвижения. В этом случае существенное значение имеет параметр  $a/l \ll 1$ . Очевидно, что ортез, который проектируется с целью коррекции дефекта ОДА, должен иметь возможность адаптации к изменяющимся параметрам ходьбы. В частности, ортез должен иметь регулируемую жёсткость упругого подвижного подвеса. Очевидно, что наиболее простым решением является настройка характеристик подвеса на диапазон возможной двигательной активности пользователя. В этом случае подвес и звено маятника (стопа) могут рассчитываться как балка равного сопротивления. В основу выбора параметров может быть положена предложенная математическая модель голеностопного ортеза. Для изготовления прототипа ортеза рассматривается современная технология 3D-печати [4, 5].

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 16-08-00305).

1. Капица П.Л. Маятник с вибрирующим подвесом // Успехи физических наук. 1951. Т.44. №1. С.7-20.
2. Stephenson A. On induced stability // Phil. Mag. 1908. V.15. PP. 233-236.
3. Дубровский В.И., Федорова В.Н. Биомеханика: Учебник для средних и высших учебных заведений. М.: Владос-пресс, 2008. 672 с.
4. Кушнир А.П., Лившиц В.Б. Классификация технологий 3D печати // Дизайн. Теория и практика. 2014. № 18. С. 74-84.
5. Лившиц В.Б., Кушнир А.П. Получение тонкостенных корпусных отливок повышенной герметичности методом литья с кристаллизацией под давлением // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2017. № 3 (240). С. 11-13.

## НОВАЯ ВЫСОКОДЕМПФИРУЮЩАЯ СТАЛЬ 01Ю5Т И ОСОБЕННОСТИ ЕЕ ПРИМЕНЕНИЯ В МАШИНОСТРОЕНИИ

И.Б. Чудаков, Н.М. Александрова, С.Ю. Макушев

ФГУП ЦНИИчермет им.И.П.Бардина, Москва, Россия; i-chudakov@yandex.ru

Приведен анализ комплекса свойств новой конструкционной высокодемпфирующей стали 01Ю5Т и анализ возможности её использования в машиностроении для решения задач борьбы с вибрацией и шумом.

**Ключевые слова:** демпфирующая способность, модуль Юнга, технологичность.

До последнего времени сплавы высокого демпфирования (СВД) и высокодемпфирующие стали не получили широкого распространения. В литературе имеются данные об их промышленном использовании в акустической аппаратуре класса Hi-End, в прецизионных резцах и других дорогостоящих изделиях [1-3]. По мнению японских инженеров [4], себестоимость распространенных высокодемпфирующих сплавов и сталей являлась основным препятствием для широкого внедрения таких материалов в промышленности.

Изменение уровня себестоимости высокодемпфирующих сталей произошло в 2013 году, когда на ПАО «Северсталь» [5] была выплавлена опытно-промышленная партия стали 01Ю5Т с использованием оборудования типа “mass-production” (в металлургическом агрегате объемом 350 тонн и с непрерывной разливкой на слябовую заготовку сечением 250x1320 мм). Это позволило скачкообразно снизить себестоимость материала.

При этом решались задачи: получение высокочистого легированного металла в объеме 350 тонн и осуществление непрерывной разливки стали с высоким содержанием алюминия.

В настоящей работе представлены результаты исследования демпфирующих, механических, технологических и эксплуатационных свойств высокодемпфирующей стали 01Ю5Т и возможности ее применения в промышленности. **Цель:** Анализ комплекса достигнутых свойств стали 01Ю5Т с точки зрения возможности её практического использования в машиностроении.

Исследовались образцы промышленной стали 01Ю5Т, соответствовавшей техническим условиям (ТУ 14-1-5639-2013). Химический состав стали приведен в Таблице 1.

Таблица 1. Химический состав промышленной стали 01Ю5Т (масс.%).

Fe	Al	Si	C	$\Sigma$ (Mn+Cu+Ni +Cr+Co)	$\Sigma$ (V+Nb+W+ Mo+Ti+Zr)	$\Sigma$ (P+S)
основа	5.6	0.065	0.008	0.25	0.065	0.016

Демпфирующая способность материала исследовалась на установке, собранной по схеме обратного изгибного маятника. Измерение свойств проводилось в диапазоне амплитуд колебаний  $\Delta l/l = \varepsilon = 2 \cdot 10^{-5} \div 8 \cdot 10^{-4}$ . На рисунке 1 приведена амплитудная зависимость демпфирующей

способности горячекатаной стали 01Ю5Т толщиной  $t = 12$  мм (после термообработки по режиму: отжиг при  $T=1000^\circ\text{C}$  в течение 60 минут) и аналогичная кривая для образцов стали Ст.3 (образцы вырезались из горячекатаных листов толщиной  $t=5$  мм в состоянии поставки).

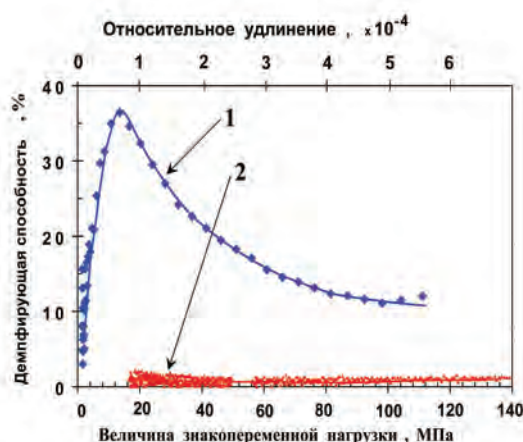


Рис. 1. Амплитудная зависимость демпфирующей способности стали 01Ю5Т (1) и стали Ст.3 (2).

Из рисунка 1 видно, что промышленная сталь 01Ю5Т обладает высоким уровнем удельной демпфирующей способности  $\psi$ , при этом максимальное значение  $\psi$  на ее амплитудной зависимости ( $\psi_{\max}$ ) достигает 37%.

Для применения демпфирующей стали в промышленных изделиях является важным, что сталь имеет высокий уровень демпфирующей способности и что высокие значения  $\psi$  реализуются в области малых амплитуд внешнего нагружения ( $\Delta l/l = \varepsilon = 4 \cdot 10^{-5} \div 15 \cdot 10^{-5}$ ). Поэтому сталь 01Ю5Т может быть использована в изделиях, в которых амплитуда знакопеременной нагрузки не является высокой (таких деталей много). Кроме этого, в области повышенных амплитуд колебаний демпфирующие свойства этой стали также достаточно высоки (Рис.1) – т.е. в изделиях, подвергающихся ударному нагружению, эта сталь тоже может быть использована. Таким образом, стали типа 01Ю5Т могут рассматриваться как универсальное средство борьбы с вибрациями. При этом величина  $\psi_{\max}$  почти не зависит от температуры (Рис. 2). Отсутствие изменений демпфирующей способности стали 01Ю5Т в диапазоне температур от  $-120^\circ\text{C}$  до  $+300^\circ\text{C}$  (и, по другим данным, до  $+500^\circ\text{C}$ ) позволяет делать из



этой стали изделия, которые могут подвергаться нагреву в процессе эксплуатации (например, детали двигателя внутреннего сгорания). Сталь 01Ю5Т сохраняет свою демпфирующую способность до высоких температур, т.к. в этом материале реализуется магнитомеханический механизм поглощения энергии упругих колебаний и высокая температура Кюри стали 01Ю5Т (~730°C) обеспечивает реализацию высоких значений  $\psi$  при  $T \leq +500^\circ\text{C}$ .

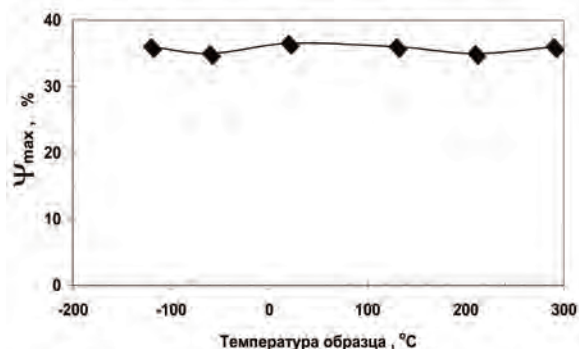


Рис. 2. Влияние температуры на демпфирующую способность стали 01Ю5Т.

Использование демпфирующей стали в качестве конструкционного материала требует реализации не только высоких демпфирующих свойств, но и высоких механических характеристик, технологичности и свариваемости [1].

Таблица 2. Основные характеристики демпфирующей стали 01Ю5Т.

ПАРАМЕТР	ЗНАЧЕНИЕ
Модуль упругости E, МПа	180000 – 220000
Предел текучести $\sigma_{0,2}$ МПа	300 - 330 (до 360 МПа)
Предел прочности $\sigma_B$ , МПа	410 - 440 (до 500 МПа)
Относительное удлинение $\delta$ %	25 – 35
Ударная вязкость KCU, Дж/см <sup>2</sup>	180 - 220 (зависит от обработки)
Демпфирующая способность $\psi_{\text{max}}$ %	25 – 45 (зависит от обработки)
Плотность $\rho$ , г/см <sup>3</sup>	7,3
Рекомендуемые амплитуды нагружения $\Delta l/l$	$\sim 10^{-5} \div 9 \cdot 10^{-4}$ ( $\sigma_i \approx 1 \text{ МПа} \div 180 \text{ МПа}$ )
Предел выносливости, МПа	180-200 (на базе N=10000000 циклов)
Рабочий диапазон температур	-150 ÷ +550°C (по уровню $\psi$ ) -40 ÷ 570°C (по величине KCU)
Диапазон рабочих частот	от 0,1 до $\sim 10^5$ Hz

Сталь 01Ю5Т по уровню механических свойств (предел текучести и предел прочности) превосходит конструкционную сталь Ст.3, близка по характеристикам к стали 09Г2С-265 и обладает хорошей пластичностью (относительное удлинение достигает 35%), что повышает надёжность деталей и конструкций, выполненных из этого материала. Характеристики демпфирующей стали

01Ю5Т представлены в таблице 2.

Сталь 01Ю5Т обладает высоким модулем упругости, что позволяет производить замену деталей, выполненных из обычных сталей, без проведения перерасчета прочностных характеристик всей конструкции.

Для материалов, применяемых в машиностроении, важной характеристикой является способность выдерживать многоцикловую нагрузку.

По результатам проведенных испытаний на машине Instron Electropuls сталь 01Ю5Т можно охарактеризовать как материал, обладающий удовлетворительной стойкостью к циклическому нагружению, что позволяет эффективно использовать её в промышленных изделиях, подвергающихся воздействию мощной вибрационной нагрузки в процессе эксплуатации (Рис. 3).

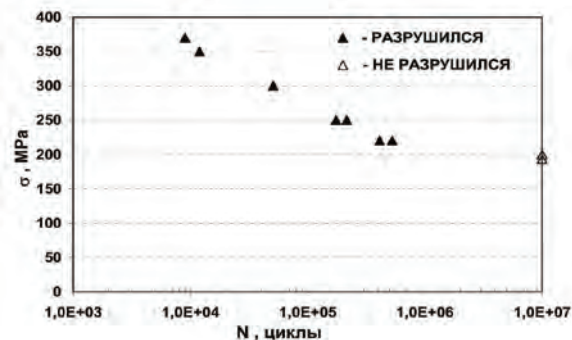


Рис. 3. Циклическая прочность стали 01Ю5Т.

Проведены испытания ударной вязкости горячекатаной высокодемпфирующей стали после отжига при  $T=1000^\circ\text{C}$  в течение 30 минут. Анализ полученных данных показывает, что сталь 01Ю5Т может безопасно эксплуатироваться в умеренных широтах без существенного охрупчивания при температурах до  $T=-40^\circ\text{C}$  (рис. 3).

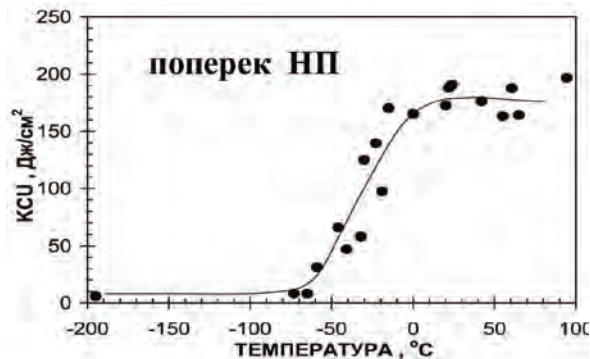


Рис. 3. Ударная вязкость промышленной стали 01Ю5Т.

Анализ полученных результатов показывает, что новая высокодемпфирующая сталь 01Ю5Т по совокупности механических, эксплуатационных и демпфирующих свойств имеет преимущество по сравнению с известными СВД и она может эффективно использоваться в промышленности для улучшения шумовых и

вибрационных характеристик различных изделий. Сталь 01Ю5Т (полученная по промышленной технологии на ПАО Северсталь) обладает хорошей технологичностью, имеет удовлетворительную циклическую прочность и ударную вязкость, пластична, устойчива к термоциклированию, способна работать при температурах до 570°C, в случае перегрузки и пластической деформации не теряет конструкционной прочности. Сталь 01Ю5Т не подвержена старению или изменению свойств во времени.

Ключевым преимуществом применения стали 01Ю5Т является возможность реализовать в конструкции изделия одновременно высокую демпфирующую способность и высокую конструкционную жесткость (за счет высокого модуля упругости и приемлемых механических свойств). Не менее важно, что из-за высокого модуля упругости высокодемпфирующая сталь обладает очень высоким удельным поглощением упругой энергии. Величина  $\psi_{\max}$  для стали 01Ю5Т достигает ~40% (это означает, что 40% подведенной к материалу упругой энергии будет поглощено материалом за один цикл колебаний). Поглощение энергии в данном материале слабо зависит от частоты колебаний, поэтому с ростом частоты вибрации мощность (выделяемая на демпфирующей детали) возрастет и на частоте 1000Гц достигнет ~1000Вт/кг. С точки зрения величины поглощенной упругой энергии металлические демпфирующие материалы имеют явное превосходство над пластиками и резиноподобными демпфирующими материалами и могут быть использованы в качестве накладного вибропоглотителя на уже смонтированных конструкциях.

Высокодемпфирующая сталь 01Ю5Т относится к классу суперферритных сталей и технологи машиностроительных предприятий знакомы с использованием материалов данного класса.

При нарушении технологических режимов в процессе работы со сталью 01Ю5Т ее демпфирующая способность может быть утрачена (например, в случае ошибки с режимом термообработки). Однако, механические характеристики такого материала, включая циклическую прочность и ударную вязкость, конструкционную прочность останутся почти неизменными, что облегчает промышленное применение этой стали.

Сочетание демпфирующих и эксплуатационных свойств стали 01Ю5Т позволяет использовать ее в изделиях, эксплуатирующихся в тяжелых условиях применения, при одновременном воздействии сильной вибрации и высоких температур: в ракетно-космической технике; в корабельном и судовом оборудовании; виброопорах различных (в том числе массивных) устройств; в силовых дизельных установках; изделиях энергетического машиностроения.

Выпуск высокодемпфирующих сталей в промышленных объемах с достаточно низкой себестоимостью производства открывает принципиально новые возможности её использования в серийных изделиях, например в автомобилестроении, бытовой и вентиляционной технике.

#### Заключение

На ПАО «Северсталь» успешно выплавлена опытно-промышленная сталь 01Ю5Т с высоким содержанием алюминия. Выплавка производилась с использованием оборудования типа “mass-production” в металлургическом агрегате объемом 350 тонн, непрерывная разливка производилась на слябовую заготовку сечением 250x1320 мм.

Для высокодемпфирующей стали 01Ю5Т, полученной по промышленной технологии ПАО Северсталь, достигнуто сочетание высоких демпфирующих, механических, эксплуатационных и технологических свойств, что позволяет использовать ее в изделиях, эксплуатируемых в тяжелых условиях.

Благодаря высокому уровню демпфирующей способности в области малых амплитуд внешнего нагружения стали типа 01Ю5Т найдут широкое применение при решении задач по борьбе с вибрацией и шумом в машиностроении.

Авторы статьи считают своим долгом выразить глубочайшую признательность всем сотрудникам ЦНИИчермет им. И.П. Бардина и ПАО «Северсталь», принимавшим участие в разработке высокодемпфирующей стали с повышенным содержанием алюминия (01Ю5Т) и, что принципиально важно, в разработке технологии её промышленного изготовления на высокопроизводительном оборудовании современного металлургического предприятия.

1. Фавстов Ю.К., Шульга Ю.Н., Рахштадт А.Г. Металловедение высокодемпфирующих сплавов. М.: Металлургия, 1980, 272с.
2. Igata N. Applications of high damping stainless alloys (HIDAS) // Key engineering materials, 2006, Vol.319, P. 209-216.
3. Kawahara K. Application of high-damping alloy M2052 // Key engineering materials, 2006, Vol.319, P. 217-223.
4. Yamada T., Takamura T., Hashizume S., Odake T., Omori T., Hattori K. New damping alloy NKK SERENA // NKK Technical Review, 1992, Vol. 65, P. 21-28.
5. Наумченко В.П., Косырев К.Л., Коцур С.П., Углов В.А. и др. Промышленная высокодемпфирующая сталь 01Ю5Т: структура, свойства и специфика применения. // Сборник трудов XIII Российско-Китайского Симпозиума “Новые материалы и технологии”, под редакцией акад.РАН К.А.Солнцева, М.: Интерконтакт Наука, 2015, том 2, с.773-778.

## ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НА ОСНОВЕ МАГНИСТРИКЦИОННОГО ЭФФЕКТА ПРИ СОЗДАНИИ АВТОБАЛАНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ

Л.Н. Шаталов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [shatlev37@mail.ru](mailto:shatlev37@mail.ru)

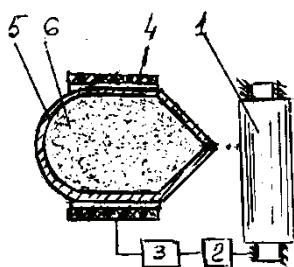
Рассмотрена задача по созданию автобалансирующих устройств с применением в качестве импульсного источника энергии - магнитострикционного эффекта

**Ключевые слова:** балансировка, автобалансирующее устройство, магнитострикционный эффект

Развитие работ по созданию автобалансирующих устройств (АБУ) на основе импульсных источников энергии [1 - 4] выдвинуло задачу исследования АБУ с применением магнитострикционного эффекта.

Явление магнитострикции было открыто Джоулем в 1842 г. и заключается в изменении формы и размеров тела при действии магнитного поля.

На рисунке представлен исполнительный орган (ИО) АБУ с корпусом рабочей камеры, выполненным из магнитострикционного материала с гигантской магнитострикцией



### ИО АБУ на основе магнитострикционного эффекта

1 – балансируемый ротор, 2 – датчик вибраций, 3 – блок управления, 4 – индуктор, 5 – корпус рабочей камеры, 6 – балансирующее вещество.

Для расчета магнитострикции существуют полуэмпирические формулы [3]. Так магнитострикция ферромагнитных кристаллов кубической симметрии, намагниченных до насыщения, рассчитывается по формуле

$$\left(\frac{\Delta l}{l}\right)_s = a_1 \sum_{i=x,y,x} (s_i^2 b_j^2 - \frac{1}{3}) + 2a_2 \sum_{i=j} s_i s_j b_i b_j,$$

где  $s_i s_j$  и  $b_i b_j$  – направляющие косинусы, соответственно вектора  $J_s$  и направления измерения относительно ребер куба,  $a_1$  и  $a_2$  константы магнитострикции, численно равные  $a_1 = \frac{3}{2} \left(\frac{\Delta l}{l}\right)_{[100]}$ ,  $a_2 = \frac{3}{2} \left(\frac{\Delta l}{l}\right)_{[111]}$ , где  $\left(\frac{\Delta l}{l}\right)_{[100]}$  и  $\left(\frac{\Delta l}{l}\right)_{[111]}$  – максимальные линейные магнитострикции соответственно в направлении ребра и диагонали ячейки кристалла. Величину  $l_s = \left(\frac{\Delta l}{l}\right)_s$  – называют магнитострикцией насыщения или магнитострикционной постоянной.

Выброс дискретных порций балансирующего вещества через сопло рабочей камеры осуществляется под действием управляемых ударных импульсов, создаваемых за счет магнитострикционных деформаций корпуса при подаче электрических импульсов, пропорциональных дисбалансу, на индуктор.

В общем виде давление в рабочей камере, необходимое для выброса дискретных порций можно представить в виде

$$p = \frac{\rho v^2}{2} + \frac{k \rho v^2}{2} + \frac{32 \rho v^2 l}{d^2} + \frac{2 \alpha_d}{d},$$

где  $p$  – давление в рабочей камере;  $\rho$ ,  $v$  – плотность и кинематический коэффициент вязкости вещества;  $k$  – коэффициент, учитывающий гидравлические потери на входе в сопло;  $d$  – диаметр сопла;  $\alpha_d$  – динамический коэффициент поверхностного натяжения вещества.

Развитие науки в последние годы в области создания материалов с гигантской магнитострикцией: редкоземельные металлы – тербий  $T_b$ , диспрозий –  $D_y$ , их сплавы и ферриты – гранатов, интерметаллические соединения  $T_b Fe_2$  и  $D_y Fe_2$ , анизотропная магнитострикция которых превышает в сотни раз анизотропную магнитострикцию железа, кобальта, никеля и делает перспективным создание высокоточных и компактных АБУ на основе магнитострикционного эффекта

1. Шаталов Л.Н. Инновационные технологии на основе электрогидравлического эффекта при создании автобалансирующих устройств. Научн. труды IV-й Межд. научн. конф. «Фундаментальные исследования и инновационные технологии» М., 2015. С.269-270.
2. Шаталов Л.Н. Инновационные технологии на основе импульсного магнитного поля при создании автобалансирующих устройств. Тезисы докладов 2-й Межд. конф. «Живучесть и конструкционное материаловедение». М., 2014. С.80.
3. Белов К.П. Магнитострикционные явления и их технические приложения. – М.: Наука. Гл. ред. Физ.-мат. Лит., 1987. С.160.
4. Патент SU № 1216690, авт. Шаталов Л.Н и др., кл. G01 M1/38, 1986 г.

## МОДЕЛЬНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ИНФОРМАЦИИ ДЛЯ ДИАГНОСТИЧЕСКОГО МОНИТОРИНГА УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

А.М. Шитов, И.М. Кондратьев

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [kiimash@yandex.ru](mailto:kiimash@yandex.ru)

Показана важность диагностического мониторинга и рассмотрены принципы построения системы диагностического мониторинга для металлорежущих станков на основе модельного представления информации. Представлена структура данных и состав моделей, используемых для диагностического мониторинга.

**Ключевые слова:** диагностика, мониторинг, металлорежущий станок, модель, база знаний.

Диагностический мониторинг представляет собой комплекс организационно-технических процедур, обеспечивающих непрерывный контроль фактического технического состояния станочного оборудования и технологических процессов на основе различных методов неразрушающего контроля и диагностики, которые обеспечивают высокую достоверность и полноту результатов.

Постоянный контроль за состоянием станка позволяет снизить риск возникновения на нем аварийных ситуаций и таким образом избежать потерь, связанных с простоем оборудования и проведением незапланированного ремонта. Кроме того, реализация мониторинга в масштабах предприятия дает возможность контролировать в реальном масштабе времени степень загрузки производственных мощностей, количество и качество изготавливаемой продукции и таким образом существенно улучшить контроль эффективности эксплуатации оборудования на предприятии [1].

Специалисты ИМАШ в течение многих лет проводили исследования в области диагностики и мониторинга состояния станочного оборудования на различных отечественных предприятиях. Это позволило собрать информацию, ставшую основой для разработки процедур диагностического мониторинга.

Для того, чтобы правильно оценивать техническое состояние станка (или его отдельных узлов) необходимо прежде всего определить набор контролируемых параметров, характеризующих это состояние. Такой набор может быть сформирован в результате анализа причин функциональных и параметрических отказов.

Возникающие на практике отказы объекта (станка, узла и т.п.) можно разделить на две категории: те, которые уже встречались прежде, и такие, которые проявились впервые. Первопричины отказов первой категории, как правило, хорошо изучены, в то время как базовые причины отказов второй категории изначально неизвестны и их приходится определять в ходе дополнительных исследований.

Эти исследования для каждого вида отказа можно представить следующей логической цепочкой действий:

- фиксация факта отказа;
- генерация набора гипотез относительно причин отказа;

— проверка гипотез с использованием натуральных испытаний и исследованием математических моделей;

— сбор и обобщение результатов и получение диагноза о техническом состоянии объекта;

— формирование информационной структуры, которая использовалась бы при обнаружении вторичных отказов данного вида.

Иллюстрацией такого подхода служит диагностирование причин разрушения подшипников шпиндельного узла (ШУ) станка [2—4].

После фиксации периодически возникавшего отказа группа специалистов-экспертов сформулировала несколько гипотез о возможных причинах разрушения подшипников ШУ.

Гипотеза 1: В результате низкого качества ремонта ШУ возникает высокая температура в зоне контакта тел качения и колец подшипников, что приводит к разрушению смазки.

Гипотеза 2: Некачественная конструкция используемого фланцевого уплотнения: струя сжатого воздуха вместе с охлаждающей жидкостью и абразивной пылью проникает через лабиринтное уплотнение в зону подшипников и загрязняет их абразивной пылью, которая разрушает подшипники.

Гипотеза 3: Происходит химическое взаимодействие пластичной смазки с охлаждающей жидкостью, которая проникает в зону подшипников, что и приводит к разрушению смазки.

Далее проверялась достоверность каждой гипотезы. Например, качество ремонта ШУ (гипотеза 1) определялось путем сравнения норм технических условий, расчетных (на основе математической модели) и экспериментальных данных по выбранным параметрам. Проведенные исследования шпиндельных узлов после ремонта показали, что основные параметры ШУ – радиальная жесткость, температура, радиальное биение, вибрация в зоне опор – находятся в пределах допустимых значений. Таким образом, гипотеза 1 не подтвердилась. Также не подтвердилась и гипотеза 2 относительно абразивного износа подшипников.

С целью проверки достоверности гипотезы 3 было проведено специальное исследование, которое установило основную причину изучаемого вида отказов ШУ. Она заключалась в том, что применяемая на станках импортная охлаждающая жидкость разрушала отечественную пластичную смазку под-

шипников. Полученные результаты позволили дополнить имевшуюся информацию о возможных первопричинах отказов ШУ.

Связь факта отказа с его причинами можно наглядно проиллюстрировать с помощью специальной модели — дерева отказов (ДО). Пример ДО для анализа отказов шпиндельного узла приведен на рис. 1, где показана связь функционального отказа G с базовыми событиями  $M_1, \dots, Q_2$ , которые являются причинами отказа G (подробно рассмотрено в [5]).

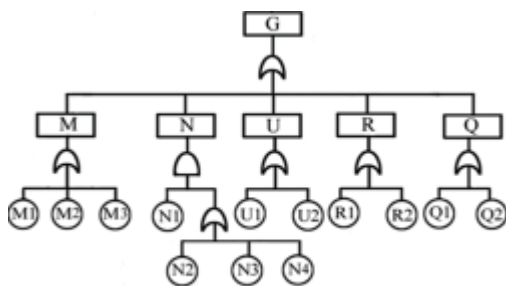


Рис. 1. Пример дерева отказов для шпиндельного узла

Информативность дерева отказов повышается, если оно содержит статистическую информацию о наиболее вероятных первопричинах возникновения отказов.

Из ДО следует, что отказ не наступит, если не произойдет хотя бы одно из базовых событий. Наступление каждого базового события, как правило, обусловлено выходом за допустимые пределы значений одного или нескольких параметров объекта. Поэтому мониторинг значений этих параметров обеспечивает и контроль за наступлением отказа. Таким образом, дерево отказов позволяет сформировать набор параметров (показателей), определяющих техническое состояние объекта в результате диагностического мониторинга с использованием датчиков [6].

Однако не все параметры могут быть определены путем непосредственных измерений. Значения некоторых показателей приходится устанавливать посредством расчета с использованием других параметров, которые могут быть измерены. Например, жесткость элементов станка вычисляется как частное от деления силы на перемещение, вызванное этой силой; при этом сила и перемещение измеряются с помощью датчиков. Другим примером расчетного показателя является остаточный ресурс станка по ряду параметров.

В процессе мониторинга необходимо контролировать, чтобы значения конкретного показателя не выходили за допустимые для него пределы (в противном случае будет возникать параметрический отказ). Отсюда следует, что для обеспечения диагностического мониторинга надо заранее задать эти предельные значения; они могут быть установлены, например, либо из данных статистики прошлых отказов, либо с помощью расчетных моделей.

Помимо мониторинга значений контролируе-

мых параметров для оценки технического состояния объекта важно знать его остаточный ресурс по различным параметрам. Оценка остаточного ресурса позволяет, в частности, рационально планировать проведение регламентных и ремонтных работ.

Для оценки остаточного ресурса используется аппарат прогнозирования: на основе имеющихся экспериментальных данных подбирается математическая модель, описывающая изменение интересующего параметра во времени, которая по мере появления новых данных уточняется [6].

Для диагностического мониторинга и оценки технического состояния станка требуется аппаратно-программный комплекс и информация, которая включает статистику о прошлых диагностических исследованиях разных узлов станков (поскольку это определяет техническое состояние станка в целом), методики проведения диагностических исследований, содержащие процедуры и средства диагностирования в виде режимов испытаний, датчиков и т.п.

С широким распространением информационных технологий (ИТ) и компьютерной техники появилась возможность максимально автоматизировать процессы использования всей этой информации для решения практических задач диагностики.

На промышленных предприятиях автоматизированная система диагностического мониторинга является полезным средством, позволяющим оперативно справляться с возникающими проблемами отказов оборудования.

Основу такой автоматизированной системы составляет база диагностических знаний. Система диагностического мониторинга должна уметь оперировать знаниями (пополнять их, классифицировать, извлекать из базы) и использовать их для формирования диагноза о состоянии объектов диагностики.

Разнообразная диагностическая информация и сопутствующие знания потребовали разработки методов и структур организации данных для хранения, преобразования и управления этой информацией. Формирование базы знаний включает разработку моделей, методов и алгоритмов анализа данных для получения новых знаний и обучения.

Для каждого объекта диагностики создаются лексикографические модели предметной области, понятные пользователям, не являющимся специалистами в ИТ-области. На этом этапе происходит преобразование знаний в машинный формат, в результате чего формируется реляционная модель структуры данных, которая состоит из ряда взаимосвязанных таблиц.

Модельное представление информации о ШУ, например, включает набор параметров, характеризующих состояние ШУ (при этом каждый параметр характеризуют рядом атрибутов, в частности типом — непрерывным или дискретным характером изменения, пределами, в которых он изменяется, единицами измерения и др.); набор описаний конструктивных схем ШУ; набор математических моделей для рас-

чета параметров [7] и т.п., преобразованных в необходимый для хранения в базе данных формат.

В лаборатории управления технологическими процессами и системами ИМАШ разрабатывается система диагностического мониторинга узлов металлорежущих станков. В настоящее время создан начальный вариант системы оценки технического состояния ШУ, в основе которой лежит описанное выше модельное представление данных (знаний).

1. Кондратьев И.М., Шитов А.М., Янговский А.В. Концепция производственного мониторинга универсального станочного оборудования // Сборник докладов 7-го международного научно-технического форума «Современные тенденции в технологиях и конструкциях металлообрабатывающего оборудования». Москва. 2017. С.50-52.

2. Шитов А.М. Комплексная диагностика шпиндельных узлов профилешлифовальных станков // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. №2. С.93-99.

3. Шитов А.М. Модельный эксперимент и диагностика шпиндельных узлов // Научные труды Международной научно-практической конференции «Фундаментальные проблемы и современные технологии в машиностроении». Москва. «Машиностроение». 2010. С.310-315.

4. Шитов А.М., Алешин А.К. Выбор параметров модели для диагностирования шпиндельных узлов станков // Технология машиностроения, 2011. №8. С.32-35.

5. Шитов А.М. Дерево отказов шпиндельного узла // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. № 2. С.71-75.

6. Шитов А.М. Кондратьев И.М. Применение датчиков для повышения надежности станочного оборудования при эксплуатации // Машиностроение и инженерное образование. 2017. № 2. С.2-8.

7. Исследование и разработка интеллектуальных технологических систем и управления данными системами для машин нового поколения // Сухоруков Р.Ю., Шитов А.М., Кондратьев И.М. и др. Отчет о НИР, 2016, Номер государственной регистрации: 01201355405, 205 с.

## РАЗМОРАЖИВАТЕЛЬ ПЛАЗМЫ КРОВИ. ПРИМЕНЕНИЕ ИННОВАЦИОННОЙ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ В МЕДИЦИНЕ

А.А. Шульженко, М.Б. Модестов

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [aa\\_shulzhenko.01@mail.ru](mailto:aa_shulzhenko.01@mail.ru)

В медицине все большее распространение получают размораживатели плазмы крови. Связано это с тем, что плазма крови, стволовые клетки и т.д. хранятся замороженными и перед операциями их необходимо достаточно быстро и надежно разморозить и нагреть до требуемой температуры.

Техника, обеспечивающая размораживание и нагрев компонентов крови существует давно. Как работает большинство размораживателей плазмы крови? Рассмотрим на примере серийно выпускаемого немецкой компанией Atmos устройства РП 2-01 (рис.1).



Рис.1. Размораживатель плазмы крови РП 4-02.

Пластиковый пакет с замороженной плазмой крови помещают в контейнер, окруженный водой, нагретой до заданной температуры. Вода находится в специальной ванне из нержавеющей стали, емкостью 10 л. Пакет с замороженной плазмой крови находится в контейнере до полного размораживания. Температура воды поддерживается с помощью нагревателя мощностью 1 Квт. С целью выравнивания температуры воды осуществляют ее циркуляцию специальным перемешивателем. Скорость циркуляции – 6 л/мин. Электропитание – однофазная сеть, 220 В, 50 гц. Габаритные размеры прибора 360x290x380 мм, масса – 12 кг. В такое устройство одновременно можно поместить 2 контейнера с плазмой крови [ 1 ].

Таким образом, в РП 2-01 сначала греют теплоноситель – дистиллированную воду, которую еще специальным образом перемешивают для выравнивания температуры, а затем нагретую воду используют для размораживания пакета с плазмой крови и дальнейшего его нагрева. Устройство имеет сложную конструкцию и при объеме бака 10 л может работать только от стационарного источника электропитания. Цена такого устройства довольно высока.

Сотрудниками Института машиноведения им. А.А.Благонравова Российской академии наук (ИМАШ РАН) была разработана технология массового производства тканых электронагревателей (нагревателей). Данные нагреватели уже применялись

для реализации экономичного способа обогрева - контактного обогрева различных технических объектов: измерительных устройств, баков с засахарившимся медом, трубопроводов с конденсатом и т.д. [ 2 ].

Технология производства нагревателей базируется на изготовлении ткани, обладающей матричной структурой, то есть ткань состоит из множества фрагментов - практически готовых нагревательных элементов [3]. В дальнейшем, ткань раскраивается. В состав нагревателей входят: контактные площадки, из низкоомных нитей; тепловыделяющие элементы на основе углеродных, высокоомных нитей; фоновые электроизоляционные нити. Все компоненты связаны в единую конструкцию. После операции электрического монтажа тканых фрагментов получают нагреватели (рис.2).



Рис. 2. Внешний вид тканого электронагревателя.

С помощью контактных площадок из низкоомных нитей, располагающихся по утку ткани, образуют надежные обжимные электрические соединения, с углеродными нитями, расположенными по основе ткани.

Контактные площадки позволяют добиться более равномерного распределения теплового поля на поверхности тканого электронагревателя.

Углеродные нити и низкоомные нити располагаются в рапорте ткани в соответствии с предварительным расчетом электрических и тепловых характеристик нагревателя.

Нагреватели, как правило, работают от низковольтных источников постоянного тока  $=12В$  и/или  $=24 В$ , что делает их электробезопасными. Это очень важно, так как нагреватели используют в режиме контактного обогрева и не только технических средств, но и человека или других биологических объектов.

Система дублирования элементов нагревателей: углеродных нитей, низкоомных нитей позволяет существенно повысить надежность их работы.

С помощью нагревателей может осуществляться обогрев как объекта целиком, так и отдельных его частей.

Благодаря высокой эластичности нагреватели могут обеспечивать нагрев объектов, обладающих сложной формой поверхности.

В предлагаемом устройстве (рис. 3) применяется принцип контактного обогрева контейнера с кровью с помощью тканого электронагревателя, что исключает избыточные энергозатраты на нагрев «промежуточного» теплоносителя.

Дополнительного снижения потребляемой мощности можно добиться благодаря реализованному в устройстве способу обертывания, что позволяет вытеснить из пространства между обогреваемым объектом и нагревателем воздушные пузыри, обладающие высоким тепловым сопротивлением.

Мощность нагревателя составляет 80 Вт.

Малая потребляемая мощность и низкое напряжение позволяет производить подключение размораживателя плазмы крови к стационарным электрическим сетям, бортовым источникам транспортных средств, автономным источникам электропитания в полевых госпиталях и т.д.

Предоставление таких возможностей по мощности и по напряжению существенно расширяет сферу применения размораживателей.



Рис.3 Лабораторный образец размораживателя плазмы крови на основе тканого электронагревателя.

Тканый электронагреватель и теплоизоляционные слои позволяют создать мягкую оболочку, которая может предохранить часто используемую стеклянную тару с плазмой крови от повреждения.

Примененный принцип обогрева приводит к более простой конструкции, к существенному снижению габаритов и массы предлагаемого размораживателя. Вместо 360x290x380 мм и массы – 12 Кг у РП 4-02 в предлагаемом образце размораживателя имеем 2 Кг и 230x150x160 мм. Таким образом, и объем, и масса у предлагаемого размораживателя в несколько раз меньше, чем у РП 2-01.

Простота конструкции, и, как следствие, простота технологических операций, не требует

использования высококвалифицированной рабочей силы.

Технологичность изготовления и тканых электронагревателей, базирующаяся на использовании стандартного ткацкого оборудования, и всего устройства в целом, позволяет добиться более низкой цены по сравнению с выпускаемыми серийными образцами других фирм.

Способ обогрева и конструкция размораживателя плазмы крови на основе тканого электронагревателя запатентованы [ 4 ].

Предлагаемый способ и конструкция устройства размораживания и последующего нагрева жидких замороженных медицинских продуктов может использоваться на станциях переливания крови, в больницах, на станциях скорой помощи и т.д. Кроме того, они могут применяться не только в медицине, но и для размораживания, например, жидких пищевых продуктов.

1. Сайт компании «Николанта». URL: <http://www.atmos-med.ru>. (дата обращения 03.08.2017).

2. Шульженко А.А. Анализ и синтез устройств обогрева узлов машин. Диссертация. ИМАШ РАН. 2011. 142 с.

3. 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. Б.И., 2000. № 6.

4. Шульженко А.А., Мнев Б.А., Модестов М.Б., Модестов Б.М. Способ размораживания жидких медицинских и пищевых продуктов и устройство его реализации. Патент РФ № 2552822, М., 2015, Бюллетень № 16.



## КОМБИНАЦИЯ ЭФФЕКТОВ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА И УЛЬТРАЗВУКА В СПЛАВЕ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ

Мисоченко А.А.<sup>1</sup>, Царенко Ю.В.<sup>2</sup>, Рубаник В.В.<sup>2</sup>, Столяров В.В.<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [vlstol@mail.ru](mailto:vlstol@mail.ru)

<sup>2</sup> ГНУ «Институт технической акустики НАН Беларуси», Витебск, Белоруссия

Для производства металлических полуфабрикатов из сплавов с памятью формы традиционно используется термомеханическая обработка, включающая горячее прессование, ротационную ковку, прокатку, холодное волочение. При этом существует проблема одновременного повышения деформируемости и функциональных свойств сплава, поскольку первое достигается за счет высоких температур обработки, что в свою очередь приводит к ухудшению второго. Одним из подходов к решению данной задачи является применение внешних энергетических воздействий, не сопровождаемых воздействием высоких температур. В сплавах с термоупругим мартенситным превращением деформационно-термические методы обработки в сочетании с импульсным током (электропластический эффект) [1] или ультразвуковым воздействием [2] действительно позволяют существенно повысить технологические и эксплуатационные свойства, однако механизм такого воздействия недостаточно изучен. Кроме того, интерес представляет совместное действие обоих эффектов. Например, для чистой меди было показано, что комбинация электропластического (ЭПЭ) и акустопластического (АПЭ) эффектов, может оказывать заметное влияние на дислокационную подвижность и деформационное поведение материала [3]. В этой работе было так же показано, что совместное действие ЭПЭ и АПЭ меньше, чем сумма эффектов по отдельности и зависит от фазового состояния материала.

Цель настоящей работы – сравнительное исследование механического поведения при растяжении и волочении сплавов, проявляющих эффект памяти формы, Ti-50,4at.%Ni и Ti-50,7at.%Ni в условиях воздействия внешних электроимпульсного и/или ультразвукового полей.

Объект исследования – проволока с крупнозернистой (80 мкм) аустенитной структурой из сплава Ti-Ni застехиометрического состава. При растяжении импульсный ток и ультразвуковые колебания в

различной последовательности вводили в образец на разных стадиях деформации (упругой, квазиупругой, упрочняющей) и фиксировали величину ЭПЭ или АПЭ эффекта.

Эксперимент вели по двум маршрутам:

а) исходные образцы в виде проволоки из сплава Ti-50,4at.%Ni диаметром 1,38 мм были предварительно подвергнуты волочению с УЗО со степенью деформации на 24%; частота УЗО – 18 кГц, амплитуда смещений 15 мкм, скорость волочения 50 мм/с. Следующим этапом было растяжение с током (режим одиночных импульсов, плотность тока  $j=500$  А/мм<sup>2</sup>, длительность импульса  $\tau=100$  мкс, интервал между импульсами  $\sim 10$  с). Аналогичный эксперимент провели на той же проволоке, но предварительно волоченной без УЗО.

б) исходные образцы в виде прутков из сплава Ti-50,7at.%Ni диаметром 4 мм были предварительно прокатаны с током (плотность тока  $j=100$  А/мм<sup>2</sup>, длительность  $\tau=100$  мкс, скважность 10) до деформации  $e=1,2$ , затем подвергнуты УЗО (частота 18 кГц, амплитуда смещения 25 мкм).

Результаты эксперимента по маршруту а представлены на рис. 1. Наличие импульсов тока приводит к резкому снижению напряжений в виде скачка вниз, однако величина скачка составляет 65-70 МПа и не зависит от предварительной обработки ультразвуком. Видно, что предварительное волочение с УЗО не оказывает влияния на напряжение до разрушения заготовок (1600 МПа на рис.1а и 1б), однако повышает относительное удлинение (технологический запас пластичности): при растяжении с током без предварительной УЗО относительное удлинение составляет около 6% (рис. 1а); с предварительной УЗО – 8% (рис. 1б).

Эксперимент по маршруту б показал невозможность волочения с УЗО образцов, деформированных прокаткой с током до  $e=1,2$ : образцы разрушались уже на первых этапах волочения. В этой связи было принято решение выполнять УЗО без волочения с целью снижения механических напряжений. Амплитуда напряжений составляла 100 МПа, а время экспозиции 3 мин.

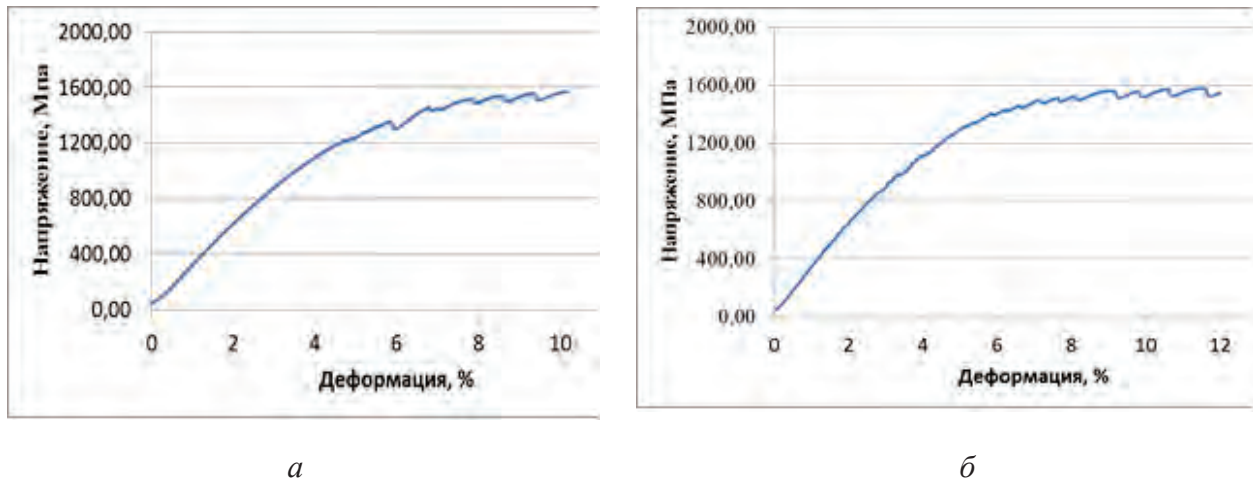


Рис. 1. Зависимости «напряжение-деформация» при растяжении с одиночным импульсным током сплава Ti-50,4ат.%Ni после волочения: а) после предварительного волочения без УЗО; б) подвергнутого предварительному волочению с УЗО.

На рисунке 4 показаны ДСК кривые образцов сплава Ti-50,7ат.%Ni после прокатки с током и последующей УЗО. Из рисунка 2а (кривая 1), видно, что после прокатки наблюдается 2 пика энергии при температурах

350 (экзотермический) и 550°C (эндотермический), которые исчезают после повторного нагрева образца (кривая 2). Первый пик, вероятно, связан со снятием структурных напряжений в процессе нагрева, второй – с рекристаллизацией.

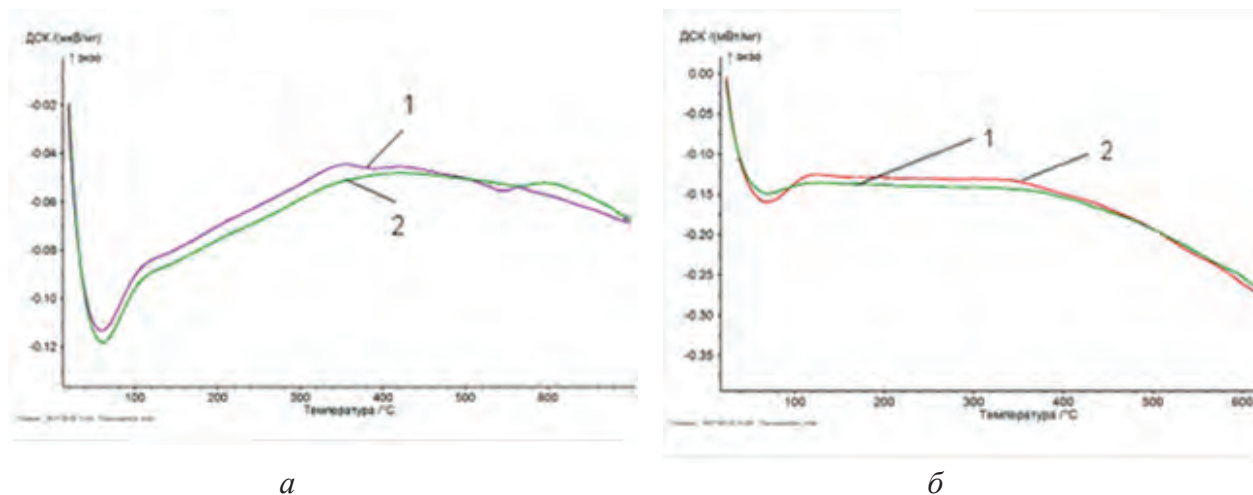


Рис. 2. Кривые ДСК образцов сплава Ti-50,7ат.%Ni после прокатки с током до  $\epsilon=1,2$  (а) и последующей УЗО (б); кривые 1 – первый цикл нагрева, кривые 2 – повторный нагрев

После ультразвуковой обработки (рисунок 2б) кривые ДСК после 1 и 2 цикла нагрева практически совпадают, что свидетельствует о достижении в материале под действием ультразвуковой обработки эффекта, аналогичного термическому (снятие внутренних напряжений).

Таким образом, в работе исследовано влияние последовательных комбинаций «волочение с УЗО + растяжение с током» и «прокатка с током + волочение с УЗО». Показано, что ЭПЭ в сплаве Ti-50,4ат.%Ni не зависит от предварительной обработки волочением с ультра-

звуком, однако УЗО приводит к повышению ресурса технологической пластичности материала. Не выявлено преимуществ в деформационной способности сплава Ti-50,7ат.%Ni по схеме «прокатка с током + волочение с УЗО». Кратковременная Ультразвуковая обработка предварительно деформированных с током образцов приводит к снятию внутренних напряжений, и может быть применена в качестве замены длительной термической обработки.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект 16-58-00152) и БРФФИ (проект T16P-152).

1. Потапова А.А., Столяров В.В., Бондарев А.Б., Андреев В.А. Исследование возможности применения электропластической прокатки для получения прутков из сплава TiNi, *Машиностроение и инженерное образование*, 2, 2012, 33-38.
2. Rubanik V.V., Rubanik V.V. jr., Dorodeiko V.G., Miliukina S.N., Influence of Ultrasonic Treatment on Shape Memory Effects in Ti-50,4 at.%Ni Alloy, *Mater. Sci. Forum*, V. 738-739 (2013) 362–366.
3. A.V. Kozlov, B.N. Mordyuk, A.V. Chernyashevsky, On the additivity of acoustoplastic and electroplastic effects, *Mater. Sci.&Eng.A190* (1995) 75-79.

НАУЧНОЕ ИЗДАНИЕ

**Научные труды V-й Международной научной конференции  
«Фундаментальные исследования и инновационные технологии  
в машиностроении»**

**Редакционная коллегия:**

академик РАН Ганиев Р.Ф., д.т.н, проф. Глазунов В.А., академик РАН Сигов А.С., д.т.н., проф.  
Албагачиев А.Ю., д.т.н., проф. Романов А.Н., к.ф.-м.н. Хрущов М.М.

Оригинал-макет подготовлен в Федеральном государственном бюджетном учреждении науки  
Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН.

Сдано в набор 20.09.2017 г. Подписано в печать 27.10.2017 г. Формат 60×88 1/8.  
Бумага офсетная. Гарнитура Times. Печать офсетная.  
Уч.-изд. л. 40,5. Тираж 120 экз. Заказ

ООО «Издательский дом «СПЕКТР», 119048, Москва, ул. Усачева, д. 35, стр. 1.  
Тел.: (495) 514 76 50. [Http://www.idspektr.ru](http://www.idspektr.ru). E-mail: [info@idspektr.ru](mailto:info@idspektr.ru)

Отпечатано в типографии ООО «Белый Ветер»  
115054, Москва, ул. Щипок, 28  
E-mail: [wwprint@mail.ru](mailto:wwprint@mail.ru). [Http://www.wwprint.ru](http://www.wwprint.ru)