



Российская Академия Наук

Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления



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

ТРУДЫ

**Третьей международной конференции
«Деформирование и разрушение
композиционных материалов и конструкций»,
посвященной 80-летию ИМАШ РАН**

**Deformation and Failure
of Composite Materials and Structures
(DFCMS-2018)**

23-25 октября 2018 г.
Москва



Российская Академия Наук

Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления

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



ТРУДЫ

**Третьей международной конференции,
посвященной 80-летию ИМАШ РАН**

**Деформирование и разрушение
композиционных материалов
и конструкций**

**Deformation and Failure of Composite Materials
and Structures**

(DFCMS-2018)

23–25 октября 2018 г.
Москва

УДК 539.4

Редакционная коллегия:

д.ф.-м.н., проф. Думанский А.М.; д.т.н., проф. Романов А.Н.; к.т.н. Алимов М.А.;
Русланцев А.Н.

Труды Третьей международной конференции «Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций». — М.–Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2018. — 196 с.: ил.

В сборник включены доклады Третьей международной конференции «Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций», проходившей с 23 по 25 октября 2018 г. в ФГБУН Институте машиноведения им. А.А.Благонравова РАН.

Тематика конференции:

1. Обобщенные модели в механике композиционных материалов и структур
2. Технология, проектирование, перспективы и применение композиционных материалов в технике
3. Теплофизика композиционных материалов и конструкций
4. Механика разрушения композиционных материалов и расчеты элементов конструкций на прочность
5. Экспериментальные исследования и неразрушающий контроль
6. Прочность элементов конструкций из керамических и композиционных материалов
7. Адаптивные и композиционные материалы
8. Накопление повреждений и длительное разрушение композиционных материалов и элементов конструкций
9. Функциональные материалы с нанокompозитной структурой и их свойства

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.

Тел. (499) 135-30-74

© Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А.Благонравова Российской академии наук, 2018

ISBN 978-5-4344-0550-8

ИЗУЧЕНИЕ СТРУКТУРНО-ФАЗОВОГО СОСТАВА КОМПОЗИЦИОННЫХ ГРАНУЛ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ, СОДЕРЖАЩИХ НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИЙ ГРАФИТ

Аборкин А.В.^{*}, Елкин А.И., Рябкова В.В.

¹Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых, Владимир, Россия; *aborkin@vlsu.ru;

Аннотация: Методом механического синтеза в высокоэнергетической шаровой мельнице получены объемные наноструктурированные композиционные гранулы на основе сплава $AlMg_2$, содержащие нанокристаллический графит. С помощью методов рентгеноструктурного анализа, спектроскопии комбинационного рассеяния света (рамановская спектроскопия) и просвечивающей электронной микроскопии исследован структурно-фазовый состав гранул.

Ключевые слова: композиционные гранулы, нанокристаллический графит, структура.

Введение. Композиционные порошки на основе алюминиевой матрицы, содержащие углеродные наноструктуры, используют при изготовлении полуфабрикатов или готовых изделий методом обработки давлением. 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 дальнейшей консолидации.

Другим возможным применением является использование композиционных порошков в качестве прекурсоров для получения композиционных сплавов жидкофазными методами. Однако, в данном случае необходимо проведение предварительной операции таблетирования порошков перед вводом в расплав для повышения реакционной способности и степени усвоения армирующей фазы.

Преодоление названных недостатков возможно за счет получения методом механического синтеза не порошков, 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 [1]. Это даст возможность в рамках первой стадии провести диспергирование 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 [2].

Материалы и методы. Исходная шихта представляла собой смесь гранул глобулярной формы диаметром 1...2 мм из алюминиевого сплава $AlMg_2$ 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. Изучение структурно-фазового состава объемных композиционных гранул проводили методами рентгеноструктурного анализа, спектроскопии комбинационного рассеяния света и просвечивающей электронной микроскопии.

Полученные результаты. В процессе механического синтеза исходной шихты, при частоте вращения водила 815 об/мин, были получены объемные композиционные гранулы. 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.

Проведен рентгеноструктурный анализ исходного матричного материала $AlMg_2$ и объемных композиционных гранул, полученных в ходе механического синтеза при 815 об/мин. Согласно полученным данным, фазовый состав объемных гранул аналогичен исходному матричному сплаву $AlMg_2$. Уширение дифракционных 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 деструкции интерметаллидов Al_3Mg_2 , что, в свою очередь, ведет к увеличению концентрации магния в твердом растворе алюминия. Также отмечено отсутствие пиков, соответствующих углероду. Это вызвано тем, что в процессе механического синтеза происходит не только механическое расщепление графита, но и образуется аморфный (неупорядоченный) углерод [3], что снижает интенсивность дифракционных линий графита [4]. В тоже время, атомы аморфного углерода могут диффундировать в решетку алюминия с образованием твердого раствора $Al-C$ [5]. Это также ведет к смещению пиков алюминия в сторону меньших углов.

На спектре комбинационного рассеяния света исходного графита хорошо видны основные D, G и 2D моды, углерода, причем наблюдаемая линия G является суперпозицией близко расположенных линий G и малоинтенсивной D'. Линиям D, G и 2D со-

ответствуют следующие частоты 1353 см^{-1} , 1575 см^{-1} и 2728 см^{-1} . Данные линии по своему положению и интенсивности соответствуют упорядоченному пиролютитическому графиту, так как имеют сравнительно малую величину отношения интенсивностей мод D и G ($I_D/I_G=0,132$). Иная картина наблюдается для полученных объемных композиционных гранул. Можно отметить значительное снижение интенсивности, ярко выраженной в исходном графите линии 2D, а также изменение положения, полуширины и интенсивности линий D и G. Рост в спектре интенсивности линии D свидетельствует о процессе разупорядочения. Также отмечено уширение и сдвиг в сторону более высоких частот линии G, что говорит о переходе от поликристаллического к нанокристаллическому графиту [6]. На спектрах композиционных гранул также нужно отметить наличие плато в районе 857 см^{-1} . Однако, форма плато не дает права утверждать о наличии образования кристаллической фазы Al_4C_3 . Очевидно, данное плато принадлежит связи алюминий-углерод и соответствует переходной стадии стабилизации твердого раствора Al-C в кристаллическую фазу Al_4C_3 [7].

На рис. 1 представлено светлопольное изображение тонкой структуры участка гранулы.

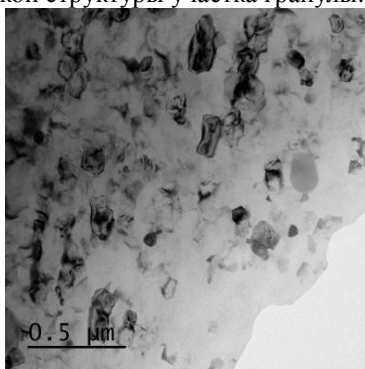


Рис. 1. ПЭМ-изображение структуры гранулы.

Анализ микроструктуры свидетельствует о том, что данный участок фольги состоит из малоразориентированных зерен алюминия размером от десятков до сотен нанометров. Сравнение размеров зерен полученных композиционных гранул с сплавом системы Al-Mg, подвергнутым интенсивной пластической деформации [8], позволяет сделать вывод о том, что при механическом синтезе возможно достичь меньших размеров зерен.

Данные EDS (см. рис. 2) и EELS показывают небольшое количество магния, углерод и кислород.

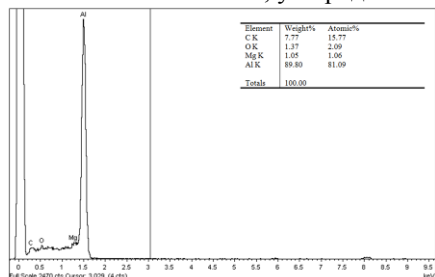


Рис. 2. Данные EDS.

Малое содержание кислорода подтверждает, что изучаемая область представляет собой не оксид алюминия, а алюминий.

На ПЭМ-изображениях высокого разрешения (см. рис. 3) между зернами алюминия, а также на стыках нескольких зерен можно наблюдать участки, соответствующие графиту размером 5-10 нм с сильно искривленными слоями (фрагмент выделен на рисунке).

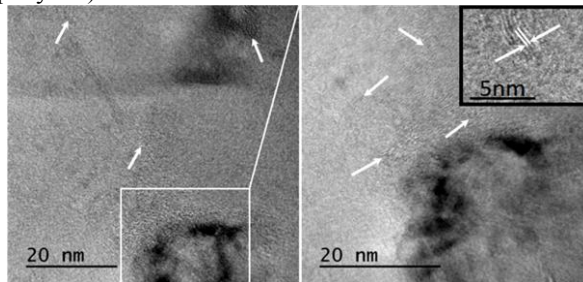


Рис. 3. ПЭМВР-изображение структуры гранулы.

Это говорит о том, что в процессе механического синтеза происходит механическое расщепление исходного графита, причем графит не полностью переходит в аморфное состояние, а остается в виде нанокристаллических частиц, являющихся дисперсным упрочнителем матричного материала.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект 17-48-330771 p_a).

Список литературы

- Benjamin J.S., Schelleng R.D. Dispersion Strengthened Aluminum-4 Pct Magnesium Alloy Made by Mechanical Alloying // Metallurgical Transactions A – 1981 - V. 12A - P. 1827-1832.
- 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-pC // Российские нанотехнологии. – 2016. - № 5-6. - С.30-36.
- Аборкин А.В., Алымов М.И., Киреев А.В., Елкин А.И., Соболев А.В. Механически синтезированный композиционный порошок на основе сплава AMg2 с добавками графита: гранулометрический и структурно-фазовый состав // Российские нанотехнологии – 2017. - №7-8. - С. 66-70.
- Marshall C.P., Wilson M.A. Ball milling and annealing graphite in the presence of cobalt // Carbon. – 2004. - V. 42. - P. 2179–2186.
- Zhou Y., Li Z.Q. Structural characterization of a mechanical alloyed Al-C mixture // Journal of Alloys and Compounds. – 2006. - V. 414. - P. 107-112.
- Ferrari A.C., Robertson J. Interpretation of Raman spectra of disordered and amorphous carbon // Physical Review B. – 2000. - V. 61. - P. 95-107.
- Аборкин А.В., Алымов М.И., Соболев А.В., Хорьков К.С., Бабин Д.М. Влияние условий термомеханической обработки на консолидацию, структуру и механические свойства объемных нанокомпозитов системы Al-Mg-C // Металлы – 2018. - №4. - С. 27-35.
- 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. 33-38.

КОНСТРУКТИВНО-СИЛОВАЯ СХЕМА КРЫЛА С ПРОСТРАНСТВЕННЫМИ СЕТЧАТЫМИ КОМПОЗИТНЫМИ НЕРВЮРАМИ. ПРОЧНОСТНОЙ РАСЧЕТ И ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Азиков Н.С.¹, Зинин А.В.², Алипов А.Е.³, Косарев В.А.⁴, Васечкин А.В.⁵

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва;

²Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), г. Москва;

³ПАО «Ил», г. Москва; ⁴АО «АэроКомпозит», г. Москва;

⁵ООО «Нобилис», г. Москва

Аннотация: предложена конструктивно-силовая схема крыла с сетчатыми композитными нервюрами. Проведен прочностной анализ крыла, показавший эффективность предложенного варианта. Разработана технология изготовления.

Ключевые слова: композиционные материалы, сетчатая нервюра, крыло, прочность, технология изготовления

Практическим решением задачи обеспечения весовой эффективности современных технических систем с повышенными требованиями надежности может быть использование в качестве силовых элементов композитных сетчатых (анизогридных) конструкций [1-3]. Анизогридные элементы получают путем создания регулярной структуры из нескольких семейств пересекающихся ребер, выполненных из высокопрочного полимерного композита, чаще всего углепластика. Такие силовые системы имеют большие перспективы использования в авиакосмической, автомобильной, судостроительной и других высокотехнологичных отраслях вследствие возможности более полной реализации в них преимуществ композитных материалов – высокой удельной прочности; повышенной долговечности и живучести; возможностей управления динамическими характеристиками и др.

Крыло представляет собой кессон, состоящий из четырех частей. Верхняя и нижняя обшивки из углепластика с установленными сетчатыми нервюрами, между которыми с определенным шагом устанавливаются металлические силовые нервюры со сплошными стенками для формирования топливных отсеков. Сетчатые и металлические нервюры опираются на два лонжерона с силовыми поясами и полками из композиционного материала. Предполагается, что обшивки не являются силовыми элементами и формируют лишь аэродинамический профиль крыла (рис.1). Жесткость крыла на кручение обеспечивается сетчатыми нервюрами, а жесткость на изгиб – лонжеронами. Отдельные элементы конструкции крыла показаны на рис.2

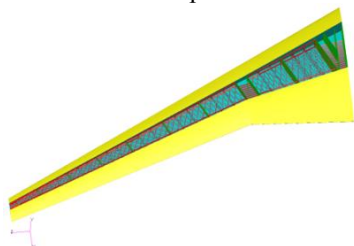


Рис.1 Общая конструктивно-силовая схема крыла

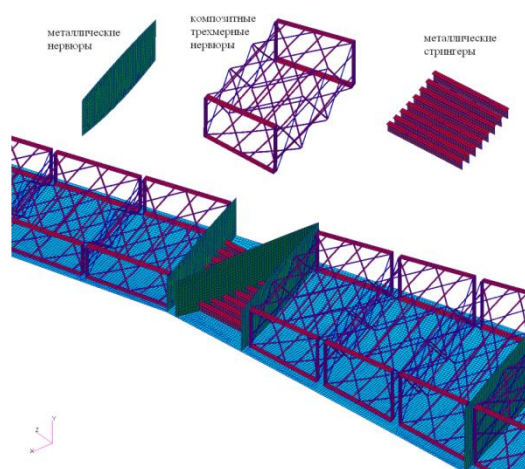


Рис.2 Элементы конструкции крыла

На основании разработанной концепции крыла была построена КЭ модель с целью оценки эффекта перераспределения силовых потоков в конструкции. Конечно-элементная модель строилась на основании двумерных трех- и четырехузловых конечных элементов типа $Tria3$ и $Quad4$ [4,5]. Исходя из необходимости моделирования трехмерных сложных конструкций нервюр был использован повышенный уровень детализации со средней размерностью $20*20$ мм. Модель перспективного крыла состояла из 356440 элементов и включала 381708 узлов и 46523 МРС элементов.

Для оценки перераспределения силовых потоков в конструкции крыла с несилевыми обшивками использовалось поле приведенного аэродинамического давления, распределенного по нижней поверхности крыла. Приведенные характеристики действующего аэродинамического давления: суммарная перерезывающая сила – 483434 Н; величина изгибающего момента в корне крыла – 3823619 Н*м; величина крутящего момента в корне крыла – 306957 Н*м.

Анализ результатов расчета показал: (а) в рассматриваемом варианте крыло с сетчатыми нервюрами оказалось более податливым по сравнению с металлическим аналогом, максимальная величина отклонения от начального положения составила 4,55 м; (б) напряженно-деформированное состояние эле-

ментов конструкции указывает на существенное перераспределение силовых потоков в конструкции кессона крыла ЛА за счет увеличения усилий в поясах лонжеронов, тем самым снижая уровень действующих усилий в обшивках в несколько раз по сравнению с аналогом.

Технология создания предлагаемого крыла с сетчатыми композитными нервюрами включает несколько этапов, которые можно представить в следующем виде: (1) настройка углеродной ленты на подложку для создания преформ сетчатых нервюр; (2) сшивка на оснастке преформ сетчатых нервюр; (3) формование сетчатых нервюр методом пропитки; (4) механообработка в размер торцов нервюр; (5) сборка металлических силовых нервюр со сплошными стенками для формирования топливных отсеков - стенок топливных отсеков крыла; (6) роботизированная выкладка препрега для создания преформы лонжеронов крыла; (7) автоклавное формование лонжеронов крыла; (8) механообработка лонжеронов крыла; (9) роботизированная выкладка обшивок крыла из препрега; (10) автоклавное формование обшивок крыла; (11) механообработка обшивок

вок крыла; (12) приформование (склейка) обшивок крыла с сетчатыми нервюрами и установленными перед формованием в конструкцию крыла металлических силовых нервюр со сплошными стенками для формирования топливных отсеков; (13) окончательная стапельная сборка крыла с носками, щитками, механизацией крыла и т. д.

1. Vasiliev V.V., Barynin V.A., Razin A.F. Anisogrid lattice structures — survey of development and application // Composite Structures. 2001. V. 54. P. 361-370.
2. Vasiliev V.V., Razin A.F. Anisogrid composite lattice structures for spacecraft and aircraft applications// Composite Structures. 2006. V. 76. № 1-2. P. 182-189.
3. Васильев В. В. Механика конструкций из композиционных материалов . - М. : Машиностроение, 1988. - 272 с.
4. Azikov N. S., Zinin A.V. A Destruction Model for an Anisogrid Composite Structure // Journal of Machinery manufacture and Reliability. Vol. 47. No. 5. 2018, P. 423-429.
5. Азиков Н.С., Зинин А.В. Оценка прочности и усталости сетчатой композитной конструкции - В сб.: Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред. Материалы XXIII международного симпозиума им. А.Г. Горшкова. 2017. С. 4-5.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОМОДИФИЦИРОВАННОГО УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО КОМПОЗИТА ФРИКЦИОННОГО НАЗНАЧЕНИЯ ТЕРМАР-АДФ-КН

Алисин В.В., Юдкин В.Ф.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; vva-imash@yandex.ru

Аннотация: Приведены результаты экспериментального изучения физико-механических свойств наномодифицированного углерод-углеродного материала Термар-АДФ-КН для использования в тормозных устройствах высокоскоростных транспортных средств

Ключевые слова: углерод-углеродный композит, трение, износ, прочность, теплостойкость

Углерод-углеродные композиционные материалы (УУКМ) относятся к числу наиболее перспективных материалов для массового применения в узлах трения тормозных устройствах транспортных средств. Широкое применение в качестве материалов тормозных дисков получили УУКМ марки Термар-АДФ. Технология их производства постоянно совершенствуется, создаются новые модификации, более углубленное изучение свойств которых является важным фактором для оценки их применимости в конструкциях тормозных систем.

Данная работа посвящена изучению наномодифицированного УУКМ Термар-АДФ-КН, который может иметь большую перспективу применения на высокоскоростном транспорте. При этом условия экспериментов были максимально приближены к фактическим условиям эксплуатации и проводились в строгом соответствии с требованиями государственных стандартов на трибологические испытания.

Испытаниям подвергались образцы материала, изготовленные в виде втулки правильной геометрической формы, объемом не менее 4 см³ и массой не более 10 г, что соответствует требованиям ГОСТ 15139-69 на трибологические испытания.

Целью испытаний являлось установление следующих фактических характеристик образцов УУКМ Термар-АДФ-КН: 1. плотности материала; 2. линейного износа (мкм/торм.) и коэффициента трения; 3. фрикционной теплостойкости; 4. чувствительности коэффициента трения к влаге; 5. прочности при сжатии.

Оборудование и методики испытаний.

Определение плотности материала выполнено в соответствии с ГОСТ 15139-69. Средства измерений: штангенциркуль с цифровым отсчетным устройством ШЦЦЦ-1-200-0,01; лабораторные аналитические весы ВЛР-200, соответствующие ГОСТ 24104-88. Точность измерения – 0,5 мг.

Характеристики трения и износа при торможении определялись на машине трения ИМ-58, предназначенной для модельных исследований и испытаний образцов фрикционных материалов и оценки температурного режима трения. Величина нормальной нагрузки и угловая скорость вращения вала стенда в момент торможения задавались согласно техническому заданию и составляли соответственно 160 кгс, при этом угловая скорость вращения вала стенда в момент торможения составляла 6000 об/мин. Момент инерции вращающихся масс

был равен 0,505 кг·м². Количество приработочных торможений – 4, количество зачетных торможений – 15. Методика испытаний соответствовала ГОСТ 15139-69. Величина линейного износа пары трения определялась суммой величин линейного износа каждого образца. Величина линейного износа каждого образца определялась как разность толщин образца перед зачетными торможениями и после проведения зачетных торможений.

Определение фрикционной теплостойкости. Испытания на трение и износ проводились на машине трения 2168 УМТ (УНИТРИБ), предназначенной для оценки фрикционной теплостойкости при фрикционном разогреве, обеспечиваемом различными скоростями скольжения. Вращающийся и неподвижный кольцевые образцы исследуемого сочетания материалов устанавливаются соосно, прижимают друг к другу торцевыми рабочими поверхностями с заданным осевым усилием, ступенчато изменяют температуру фрикционного разогрева путем ступенчатого изменения частоты вращения подвижного образца и определяют значения интенсивности изнашивания и (или) коэффициента трения для каждой ступени температуры фрикционного разогрева, а о фрикционной теплостойкости материалов судят по зависимости значений этих величин от температуры.

Испытания проводились по РД 50-662-88. «Методические указания. Методы экспериментальной оценки фрикционной совместимости материалов трущихся сопряжений».

Определение чувствительности коэффициента трения к влаге. Испытания на трение и износ проводились на машине трения ИМ-58. Скорость вращения образца – 2500 об./мин., момент инерции маховых масс – 2,35 кгс·см·с², осевое усилие – 160 кгс. Испытания проводились после выдержки образцов в климатической камере в течение 12 ч при относительной влажности не менее 90 % и комнатной температуре, согласно техническому заданию и требованиям метода № 5 ГОСТ 9.308-85 «Метод испытаний при повышенных значениях влажности без конденсации влаги» [1].

Испытания заключались в приработке и проведении зачетных торможений. Торможения проводились без перерыва на охлаждение образцов. В процессе торможения проводилась запись момента трения.

Определение прочности фрикционного материала

ла при сжатии. Испытания проводились в соответствии ГОСТ 25.503-97 на универсальной испытательной машине «Инстрон» 1115 модель ТТ-Д. Перед началом испытаний все опорные торцы, в том числе и торец образца, покрывались густой смазкой для снижения трения. Скорость нагружения составляла 0,02 см/мин. В процессе испытаний записывалась диаграмма в координатах нагрузка-время.

Обсуждение результатов

1. Результаты определения плотности материала:

точность измерения линейных размеров: высота образца – среднее значение $\{X1\} = 15,028$ мм; средняя квадратичная погрешность отдельного измерения $S_n = 0,0277$ мм; средняя квадратичная погрешность среднего арифметического $S = 0,012$ мм; для принятой вероятности $P = 0,95$ коэффициент Стьюдента - 2,8 (при $n=5$), случайная погрешность $\Delta_{сл.} = 0,035$ мм; суммарная погрешность отдельного измерения $\Delta x = 0,046$ мм; относительная погрешность отдельного измерения линейных размеров - 0,3%.

Точность измерения массы образца – среднее значение $\{X1\} = 8,21517$ г; средняя квадратичная погрешность отдельного измерения $S_n = 0,00012$ г;

средняя квадратичная погрешность среднего арифметического $S = 0,00005$ г; для принятой вероятности $P = 0,95$ коэффициент Стьюдента - 2,8 (при $n=5$), случайная погрешность $\Delta_{сл.} = 0,00014$ г; суммарная погрешность отдельного измерения массы $\Delta x_5 = 5 \cdot 10^{-4}$ г; относительная погрешность отдельного измерения массы - 0,06%.

Экспериментально установлено, что плотность испытуемого образца составляет: $\rho = 1,78 \pm 0,026$ г/см³. Относительная погрешность для объема составляет: $\Delta x_4/x_4 = 0,013$. Относительная погрешность для плотности: $\Delta x_6/x_6 = 0,014$.

2. Результаты определения характеристик трения и износа при торможении. Результаты испытаний фрикционных материалов по определению коэффициента трения приведены в табл. 1

Табл. 1. Результаты единичного измерения коэффициента трения

№	Время торможения (сек.)	Тормозной момент (н*м)	Коэффициент трения
1	50,5	10,3	0,201
5	34,5	14,1	0,275
10	36,8	12,8	0,250
15	33,7	13,6	0,266

Результаты измерения линейного износа по 15 торможениям приведены в таблице 2.

Табл. 2. Результаты единичного измерения линейного износа (мкм/торм.)

Пара трения по кинематическому признаку	σ_{x-1} мм	$x_{ср}$ мм	ΔH мкм/торм.
начальный	$5,89 \cdot 10^{-3}$	13,912	
невращающийся	$7,23 \cdot 10^{-3}$	13,908	0,27
начальный	$1,96 \cdot 10^{-2}$	13,931	
вращающийся	$1,91 \cdot 10^{-2}$	13,924	0,47

В результате проведенных испытаний фрикционного материала на торможение установлено, что в пределах 15 зачетных торможений линейный износ образцов фрикционного материала составляет: для невращающегося образца $0,27 \pm 0,02$ (мкм/торм.), для вращающегося образца $0,47 \pm 0,03$ (мкм/торм.); коэффициент трения равен $0,248 \pm 0,032$. Оценка погрешности измерения интенсивности линейного износа приведена в таблице 3

Табл. 3. Параметры погрешностей по износу

Материал образцов	Относительная погрешность, δE_{I_z}	Абсолютная погрешность, ΔE_{I_z}	$\Delta Z_{усн}$, мкм	$\Delta(\Delta Z_{усн})$, мкм
ФМ 1.1	$3,7 \cdot 10^{-3}$	1,0	270	1
ФМ 1.2	$2,1 \cdot 10^{-3}$	1,5	470	1

3. Испытания фрикционных материалов по определению фрикционной теплостойкости. Коэффициент трения и интенсивность изнашивания сильно зависят от температуры в зоне контакта (рис. 1 и рис. 2).

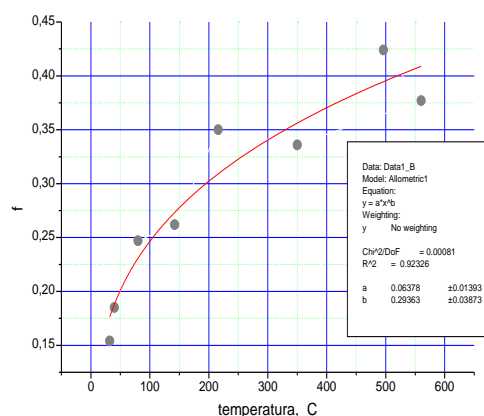


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от температуры поверхности

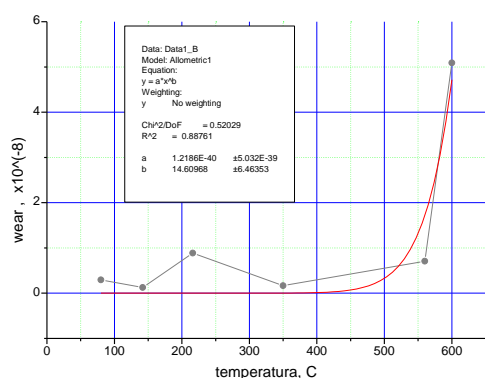


Рис.2. Зависимость интенсивности изнашивания от температуры поверхности

В результате проведенных контрольных испытаний фрикционного материала на трибостойкость в стационарных режимах с целью оценки температур фрикционного разогрева (фрикционной теплостойкости), при которых обеспечивается стабильная работа трибосоприжения с приемлемыми значениями интенсивности изнашивания установлено: предельная допустимая температура разогрева испытуемого материала составляет 300°C с приемлемыми значениями интенсивности изнашивания ($8,69 \cdot 10^{-9} \pm 1,74 \cdot 10^{-9}$) и коэффициентом трения ($0,278 \pm 0,035$). В диапазоне температур $300 \div 500^{\circ}\text{C}$ материал работоспособен при повышенных величинах линейного износа. Работа при более высоких температурах недопустима по критерию износоустойчивости.

4. Испытания материалов по определению чувствительности коэффициента трения к влаге. Результаты сравнительных испытаний приведены в табл. 4.

Таблица 4. Результаты сравнительных испытаний

№	Образцы	Режимы		Время испытаний t сек	Коэффициент трения f
		P, Н	v, м/с		
1	ФМ 2.1- ФМ 2.2-	1600	8,4	12,7	0,232± 0.007
2	ФМ 2.1- ФМ 2.2-			12,3	0,246±0.007

В результате проведенных контрольных испытаний фрикционного материала установлено что, чувствительность к влаге можно считать незначительной. Время восстановления коэффициента трения до уровня сухого образца составляет менее 2 сек.

5. Испытания образцов по определению прочности фрикционного материала при сжатии.

Результаты измерений прочности на сжатие образцов – 15,1; 12,7; 15,7; 13,1; 17,2 кг/мм² (5 замеров); среднее значение $\sigma = 14,8$ кг/мм²; (148 МПа); средняя квадратичная погрешность отдельного измерения $S_n = 1,87$ кг/мм²; средняя квадратичная погрешность среднего арифметического $S = 0,838$ кг/мм²; для принятой вероятности $P = 0,95$ коэффициент Стьюдента - 2,8 (при n=5); погрешность испытания партии $\Delta_{сл} = 2,34$ кг/мм²; (23,4 МПа).

В результате проведенных контрольных испытаний образцов по определению прочности фрикционного материала при сжатии установлено, что предел прочности испытуемого образца составляет: $\sigma = 148 \pm 23,4$ МПа.

Анализ полученных экспериментальных данных свидетельствует о высоком уровне физико-механических свойств наномодифицированного углерод-углеродного материала Термар-АДФ-КН, которые существенно превышают показатели материалов Термар-АДФ, синтезированных по другим технологиям [2,3,4]. В настоящее время в РФ создается серийное производство фрикционных дисков для тормозных систем из материала Термар-АДФ-КН.

Заключение

В ходе проведенных трибологических испытаний, полностью соответствующих требованиям государственных стандартов, получены трибологические характеристики УУКМ Термар-АДФ-КН.

По совокупности трибологических и прочностных характеристик наномодифицированный УУКМ Термар-АДФ-КН отвечает требованиям, предъявляемым к материалам тормозных устройств высокоскоростных транспортных систем.

Литература:

- ГОСТ 9.308-85 «Метод испытаний при повышенных значениях влажности без конденсации влаги».
- Голубков А.К. Формирование некоторых свойств фрикционного композиционного углеродного материала на различных стадиях технологического процесса его получения / Голубков А.К., Давыдов Д.Д., Избастин А.А., Шмелев Д.С. к.т.н. Кенигфест А.М.// Балашихинский научно-технический форум промышленников, предпринимателей, учреждений образования и культуры, научной, студенческой и учащейся молодежи «Инновационные технологии, творчество, прогресс»: Сборник научных трудов. - Балашиха, 2014.С 65-72
- Статья «Углерод» на сайте ПАО «Авиационная корпорация «Рубин» - <http://acrubin.ru/primary-activity/production/23-grafit.html>
- Степашкин А.А., Мозолев В.В., Мостовой Г.Е. «Оценка ресурса углерод-углеродных тормозных дисков авиаколес с учетом эволюции механических свойств материала». Материалы 77-й Международной научно-технической конференции ААИ «Автомобили и тракторостроение в России: приоритеты развития и подготовка кадров».

ФЛАТТЕР КОМПОЗИТНОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ЛИНЕЙНО-ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ

Бакулин В.Н.,¹ Конопельчев М.А.², Недбай А.Я.²,

¹ФГБУН Институт прикладной механики Российской академии наук, г.Москва, Россия

²АО «Корпорация «Московский институт теплотехники», г.Москва, Россия

Аннотация: Исследуется сверхзвуковой флаттер шарнирно опертой ортотропной цилиндрической оболочки, нагруженной осевыми силами. Решение уравнений ищется в виде тригонометрических рядов по осевой координате. Методом Бубнова-Галеркина задача сводится к системе алгебраических уравнений. Полученное характеристическое уравнение аппроксимируется полиномом Лагранжа, устойчивость которого исследуется с помощью критерия Раунса-Гурвица. Показано влияние градиента толщины на критическую скорость флаттера.

Ключевые слова: оболочка линейно-переменной толщины, флаттер цилиндрической оболочки

Конструкции летательных аппаратов часто содержат элементы в виде композиционных цилиндрических оболочек, в том числе линейно-переменной вдоль оси толщины.

Вопросы расчета напряженно-деформированного состояния, динамики и устойчивости оболочек переменной толщины рассматривались, например, в работах [3-9]. Из обзора работ [10] видно, что флаттер оболочек переменной толщины практически не исследовался. В связи с внедрением в конструкции летательных аппаратов композиционных материалов (КМ) проблема флаттера и динамической устойчивости тонкостенных конструкций из КМ изучалась в работах [11-17].

В представленной работе исследуется флаттер оболочки линейно-переменной толщины, шарнирно опертой по торцам, при обтекании сверхзвуковым потоком газа. Тангенциальной и осевой составляющими инерционных сил пренебрегаем ввиду их малости. Конструкционное демпфирование учитываем согласно гипотезе Рэлея.

Введем безразмерную систему цилиндрических координат, в которой все линейные размеры отнесены к радиусу внутренней поверхности оболочки. Тогда уравнения движения оболочки можно представить в виде

$$L_{j1}u + L_{j2}v + L_{j3}w = \delta_{j3}Z, \quad (j=1,2,3), \quad (1)$$

$$\begin{aligned} L_{11} &= h_\alpha \left(\frac{\partial^2}{\partial \alpha^2} + a_1 \frac{\partial^2}{\partial \beta^2} \right) + h'_\alpha \frac{\partial}{\partial \alpha}; \\ L_{12} &= a_2 h_\alpha \frac{\partial^2}{\partial \alpha \partial \beta} + v_\beta h'_\alpha \frac{\partial}{\partial \beta}; \quad L_{13} = v_\beta \left(h_\alpha \frac{\partial}{\partial \alpha} + h'_\alpha \right); \\ L_{21} &= a_2 h_\alpha \frac{\partial^2}{\partial \alpha \partial \beta} + a_1 h'_\alpha \frac{\partial}{\partial \beta}; \\ L_{22} &= h_\alpha \left(a_1 \frac{\partial^2}{\partial \alpha^2} + a_4 \frac{\partial^2}{\partial \beta^2} \right) + a_1 h'_\alpha \frac{\partial}{\partial \alpha}; \\ L_{23} &= a_4 h_\alpha \frac{\partial}{\partial \beta}; \quad L_{31} = a_3 h_\alpha \frac{\partial}{\partial \alpha} - 2(h_\alpha^3)' \frac{\partial^2}{\partial \alpha^2} - h_\alpha^3 \frac{\partial^3}{\partial \alpha^3}; \\ L_{32} &= a_5 h_\alpha \frac{\partial}{\partial \beta} - a_{10} h_\alpha^3 \frac{\partial^3}{\partial \alpha^2 \partial \beta} - 2a_6 (h_\alpha^3)' \frac{\partial^2}{\partial \alpha \partial \beta}; \\ L_{33} &= (h_\alpha^3)'' \left(\frac{\partial^2}{\partial \alpha^2} + v_\beta \frac{\partial^2}{\partial \beta^2} \right) + 2(h_\alpha^3)' \left(\frac{\partial^3}{\partial \alpha^3} + a_6 \frac{\partial^3}{\partial \alpha \partial \beta^2} \right) + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & h_\alpha^3 \left(\frac{\partial^4}{\partial \alpha^4} + 2a_6 \frac{\partial^4}{\partial \alpha^2 \partial \beta^2} + a_4 \frac{\partial^4}{\partial \beta^4} \right) + a_5 h_\alpha; \\ Z &= -a_7 \left(a_8 \frac{\partial}{\partial \alpha} + a_9 \frac{\partial}{\partial t} + \rho h_\alpha \frac{\partial^2}{\partial t^2} + a_{11} \frac{\partial^2}{\partial \alpha^2} \right) w; \\ a_1 &= \frac{G_{\alpha\beta} (1 - \nu_\alpha \nu_\beta)}{E_\alpha}; \quad a_2 = a_1 + \nu_\beta; \quad a_3 = 12R^2 \nu_\beta; \\ a_4 &= \frac{E_\beta}{E_\alpha}; \quad a_5 = 12R^2 a_4; \quad a_6 = 2a_1 + \nu_\beta; \\ a_7 &= \frac{12R^4 (1 - \nu_\alpha \nu_\beta)}{E_\alpha}; \quad a_8 = \frac{\kappa_0 p_0 M}{R}; \\ a_9 &= \frac{\kappa_0 p_0}{C_0} + \varepsilon \rho h_\alpha; \quad a_{10} = 4a_1 + \nu_\beta; \quad a_{11} = \frac{T_\alpha}{2\pi R^3}, \\ C_0 &= \sqrt{\frac{\kappa_0 p_0}{\rho_0}}; \end{aligned}$$

где $L_{j\bar{i}}$ — дифференциальные операторы; u, v, w — осевое, окружное и радиальное перемещение внутренней поверхности оболочки; $E_\alpha, E_\beta, G_{\alpha\beta}$ — осевой и окружной модули упругости и модуль сдвига; ν_α, ν_β — коэффициенты Пуассона; R — радиус внутренней поверхности оболочки; $h_\alpha = h(\alpha)$ — переменная по оси α толщина оболочки. $\kappa_0, p_0, C_0, \rho_0$ — показатель политропы, давление, скорость звука и плотность газа невозмущенного потока; M — число Маха; ρ — плотность материала оболочки; T_α — начальная осевая сила; $\delta_{j\bar{i}}$ — символ Кронекера; штрихом обозначена производная по α ; ε — коэффициент конструкционного демпфирования.

Уравнения (1) с достаточной для практики степенью точности позволяют определить критическую скорость флаттера для произвольного осевого изменения толщины оболочки. При линейном законе изменения толщину оболочки можно представить в виде

$$h_\alpha = h_0 + \lambda \alpha, \quad (2)$$

где $\lambda = h_1/\alpha_0$; $\alpha_0 = L/R$; h_0 — толщина оболочки на переднем торце; h_1 — превышение толщины

оболочки на заднем торце по сравнению с передним;
 L — длина оболочки.

Решение уравнений (1) будем искать в виде

$$\begin{aligned} u &= \cos n\beta \sum_{m=1}^{\infty} A_m e^{o\omega t} \cos \gamma_m \alpha; \\ v &= \sin n\beta \sum_{m=1}^{\infty} A_{2m} e^{o\omega t} \sin \gamma_m \alpha; \\ w &= \cos n\beta \sum_{m=1}^{\infty} A_{3m} e^{o\omega t} \sin \gamma_m \alpha, \end{aligned} \quad (3)$$

где $\gamma_m = m\pi/\alpha_0$; m — количество полуволн в осевом направлении; n — количество волн в окружном направлении; ω — комплексная частота.

Подставляя (3) в (1) с учетом (2) и применяя процедуру Бубнова-Галеркина, получим бесконечную систему алгебраических уравнений

$$\left. \begin{aligned} &b_{1k} A_{1k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{1m} A_{1m} + b_{2k} A_{2k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{2m} A_{2m} + \\ &+ b_{3k} A_{3k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{3m} A_{3m} = 0; \\ &b_{4k} A_{1k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{4m} A_{1m} + b_{5k} A_{2k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{5m} A_{2m} + \\ &+ b_{6k} A_{3k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{6m} A_{3m} = 0; \\ &b_{7k} A_{1k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{7m} A_{1m} + b_{8k} A_{2k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{8m} A_{2m} + \\ &b_{9k} A_{3k} + \sum_{m=1}^{\infty} b_{9m} A_{3m} = 0; \quad (k = 1, 2, 3, \dots) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где A_{jk} , A_{jm} — неизвестные постоянные;

$$\begin{aligned} b_{1k} &= -\alpha_0 h_0 (\xi_k^2 + a_1 n^2) / 2; \\ b_{1m} &= -\lambda [(\gamma_m^2 + a_1 n^2) F_1^{(mk)} + \gamma_m F_5^{(mk)}]; \\ b_{2k} &= \alpha_0 h_0 a_2 \xi_k n / 2; \quad b_{2m} = \lambda n [a_2 \gamma_m F_1^{(mk)} + \nu_{\beta} F_5^{(mk)}]; \\ b_{3k} &= \alpha_0 h_0 \nu_{\beta} \xi_k / 2; \quad b_{3m} = \lambda \nu_{\beta} [\gamma_m F_1^{(mk)} + F_5^{(mk)}]; \\ b_{4k} &= \alpha_0 h_0 a_2 n \xi_k / 2; \quad b_{4m} = \lambda n [a_2 \gamma_m F_2^{(mk)} - a_1 F_6^{(mk)}]; \\ b_{5k} &= -\alpha_0 h_0 (a_1 \xi_k^2 + a_4 n^2) / 2; \\ b_{5m} &= -\lambda [(a_1 \gamma_m^2 + a_4 n^2) F_2^{(mk)} - a_1 \gamma_m F_6^{(mk)}]; \\ b_{6k} &= -\alpha_0 h_0 a_4 n / 2; \quad b_{6m} = -\lambda a_4 n F_2^{(mk)}; \\ b_{7k} &= -\alpha_0 h_0 \xi_k (a_3 + h_0^2 \xi_k^2) / 2; \\ b_{7m} &= -\lambda \gamma_m [-6 F_6^{(mk)} h_0^2 \gamma_m + (a_3 + 3 h_0^2 \gamma_m^2) F_2^{(mk)}] - \\ &- h_0 \gamma_m^2 \lambda^2 [3 \gamma_m F_3^{(mk)} - 12 F_7^{(mk)}] - \lambda^3 \gamma_m^2 [\gamma_m F_4^{(mk)} - 6 F_8^{(mk)}]; \\ b_{8k} &= \alpha_0 h_0 n (a_5 + a_{10} h_0^2 \xi_k^2) / 2; \\ b_{8m} &= \lambda [(a_5 + 3 a_{10} h_0^2 \gamma_m^2) n F_2^{(mk)} - 6 a_6 h_0^2 n \gamma_m F_6^{(mk)}] + \\ &+ \lambda^2 h_0 \gamma_m [3 a_{10} n \gamma_m F_3^{(mk)} - 12 a_6 n F_7^{(mk)}] + \\ &\lambda^3 \gamma_m [a_{10} n \gamma_m F_4^{(mk)} - 6 a_6 n F_8^{(mk)}]; \\ b_{9k} &= \frac{\alpha_0 h_0}{2} \left\{ -6 \lambda^2 (\xi_k^2 + \nu_{\beta} n^2) + h_0^2 C_{2k} + a_5 + \right. \\ &\left. + a_7 \left[\left(\frac{\nu_0 p_0}{C_0 h_0} + \varepsilon \rho \right) \omega + \rho \omega^2 - a_{11} \xi_k^2 / h_0 \right] \right\}; \\ b_{9m} &= a_7 a_8 \gamma_m F_6^{(mk)} + \lambda [(\rho \omega^2 a_7 + a_7 \varepsilon \rho \omega + 3 h_0^2 C_{2m} + a_5) F_2^{(mk)} - \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &-6 h_0^2 C_{1m} F_6^{(mk)} - \lambda^2 h_0 [12 C_{1m} F_7^{(mk)} - 3 C_{2m} F_3^{(mk)}] - \\ &- \lambda^3 [6 (\gamma_m^2 + \nu_{\beta} n^2) F_2^{(mk)} + 6 C_{1m} F_8^{(mk)} - C_{2m} F_4^{(mk)}]; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_{1m} &= \gamma_m (\gamma_m^2 + a_6 n^2); \\ C_{2m} &= \gamma_m^4 + 2 a_6 \gamma_m^2 n^2 + a_4 n^4; \quad \xi_k = k\pi / \alpha_0; \end{aligned}$$

$$F_1^{(mk)} = \begin{cases} \frac{\alpha_0^2}{4}, & m = k; \\ 0, & m \pm k - \text{четное}; \\ -\frac{2\alpha_0^2}{\pi^2} \frac{m^2 + k^2}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_2^{(mk)} = \begin{cases} \frac{\alpha_0^2}{4}, & m = k; \\ 0, & m \pm k - \text{четное}; \\ -\frac{\alpha_0^2}{\pi^2} \frac{4mk}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_3^{(mk)} = \begin{cases} \frac{\alpha_0^3}{6}, & m = k; \\ \frac{4\alpha_0^3}{\pi^2} \frac{mk}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{четное}; \\ -\frac{4\alpha_0^3}{\pi^2} \frac{mk}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_4^{(mk)} = \begin{cases} \frac{\alpha_0^4}{8}, & m = k; \\ \frac{6\alpha_0^4}{\pi^2} \frac{mk}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{четное}; \\ -\frac{6\alpha_0^4}{\pi^2} \frac{mk}{(m^2 - k^2)^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_5^{(mk)} = \begin{cases} 0, & m = k; \\ 0, & m \pm k - \text{четное}; \\ \frac{2\alpha_0}{\pi} \frac{m}{m^2 - k^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_6^{(mk)} = \begin{cases} 0, & m = k; \\ 0, & m \pm k - \text{четное}; \\ \frac{2\alpha_0}{\pi} \frac{k}{k^2 - m^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_7^{(mk)} = \begin{cases} -\frac{\alpha_0^2}{4k\pi}, & m = k; \\ \frac{\alpha_0^2}{\pi} \frac{k^2 - m^2}{k}, & m \pm k - \text{четное}; \\ \frac{\alpha_0^2}{\pi} \frac{k}{k^2 - m^2}, & m \pm k - \text{нечетное}; \end{cases}$$

$$F_8^{(mk)} = \begin{cases} -\frac{\alpha_0^3}{4k\pi}, & m = k; \\ \frac{\alpha_0^3}{\pi} \frac{k}{k^2 - m^2}, & m \pm k - \text{четное}; \\ \frac{\alpha_0^3}{\pi} \frac{k}{k^2 - m^2}, & m \pm k - \text{нечетное}. \end{cases}$$

Редуцируя систему (4) и приравнявая нулю

определитель полученной матрицы, приходим к искомому характеристическому уравнению. Решение этого уравнения представляет значительные трудности, так как комплексная частота входит в коэффициенты в неявном виде. Поэтому для определения критической скорости воспользуемся следующим методом [13,16].

Представим характеристическое уравнение $P(\omega)$ в явном виде относительно показателя ω , аппроксимируя его при помощи полинома Лагранжа

$$P(\omega) = \sum_{j=0}^{2r} b_j \omega^{2r-j} = 0,$$

где b_j — неизвестные постоянные коэффициенты.

Коэффициенты b_j найдем из системы уравнений

$$\sum_{j=0}^{2r} b_j \omega_i^{2r-j} = P(\omega_i), \quad (i = 0, 1, 2, \dots, 2r),$$

задавая ω_i и вычисляя значение определителя характеристического уравнения.

Невозмущенное состояние оболочки в потоке газа будет устойчиво, если все характеристические показатели лежат в левой полуплоскости комплексного пространства, то есть $\text{Re} \omega_i < 0$. Необходимым и достаточным условием отрицательности действительных частей показателя ω является положительность определителя Гурвица и его главных миноров, составленных из коэффициентов полинома (5) [16].

На рис.1 приведены значения критической скорости обтекания в числах Маха для оболочки, линейно-переменной толщины с параметрами $L/R = 9$; $h_0/R = 0,005$; $E_\beta/E_\alpha = 1,5$; $G_{\alpha\beta}/E_\alpha = 0,16$; $\nu_\alpha = 0,15$; $\nu_\beta = 0,23$; $\nu_0 = 1,4$; $\rho/\rho_0 = 4500$; $p_0/E_\alpha = 1,3 \cdot 10^{-6}$, в зависимости от безразмерной величины $\bar{h} = h_1/h_0$ превышения конечной толщины оболочки над начальной без учета действия осевой силы (кривая 1) и с учетом (кривая 2, T_α - критическая сила потери устойчивости оболочки с начальной толщиной). Для сравнения штриховой линией показано изменение критической скорости флаттера для оболочки с постоянной среднеинтегральной толщиной ($h_\alpha = h_0 + 0,5h_1$). Штрихпунктирной линией (кривая 3) - изменение критической скорости при учете конструкционного демпфирования ($\epsilon=30$).

1. Бакулин В.Н. Исследование напряжено-деформированного состояния трехслойных оболочек при действии радиальной нагрузки, неравномерно распределенной по полукольцевой площадке. Проблемы прочности. 1985, №5, с.78-81

2. Бакулин В.Н., Мысык Д.А. К расчету трехслойных оболочек с переменной толщиной заполнителя. Механика композитных материалов. 1980, №5, с.933-935

3. Бакулин В.Н., Образцов И.Ф., Потопахин В.А. Динамические задачи нелинейной теории многослойных оболочек: Действие интенсивных термосиловых нагрузок, концентрированных потоков энергии. М.: Физматлит, 1998. 464 с.

4. Ершов В.В., Кретов А.Д. К определению собственных

частот цилиндрической оболочки переменной толщины // Прикладная механика. – 1977. – Т. 13. – №. 2. – С. 21-25.

5. Suzuki K. et al. Axisymmetric vibrations of a vessel with variable thickness // Bulletin of JSME. – 1982. – Т. 25. – №. 208. – С. 1591-1600.

6. Рябцев В.А., Трубецкой В.А. Устойчивость круговой цилиндрической оболочки переменной вдоль образующей толщины под действием внешнего давления // Меж. вуз. сб. Воронеж. – Изд-во ВГУ. – 2003. – С. 94-100.

7. Кабанов В.В., Курцевич Г.И. Устойчивость цилиндрической оболочки переменной толщины при неоднородном по длине сжатии и давлении // Расчет элементов конструкций летательных аппаратов. – М.: Машиностроение. – 1982. – С. 109-114.

8. Кукуджанов С.Н. Устойчивость цилиндрической оболочки переменной толщины, находящейся под действием внешнего давления // Труды Тбилис. мат. ин-та АН Груз.ССР. – 1976 – Т. 52 – С. 81-93.

9. Radhamohan S.K., Setlur A.V. Buckling of cylinders of variable thickness under lateral pressure // AIAA Journal. – 1976. – Т. 14. – С. 92-94.

10. Алгазин С.Д., Кийко И.А. Флаттер пластин и оболочек. М.: Наука. – 2006. – 247с.

11. Бакулин В.Н., Волков Е.Н., Недбай А.Я. Флаттер слоистой цилиндрической оболочки, подкрепленной кольцевыми ребрами и нагруженной осевыми силами // Докл. Академии наук. 2015. Т. 463. №4. С. 414-417

12. Бакулин В.Н., Волков Е.Н., Недбай А.Я. Динамическая устойчивость цилиндрической оболочки, подкрепленной продольными ребрами и пустотелым цилиндром, при действии осевых сил // Инженерно-физический журнал, 2016, т. 89, №3, С. 742-747.

13. Соломонов Ю.С., Георгиевский В.П., Недбай А.Я., Андрушин В.А. Прикладные задачи механики композитных цилиндрических оболочек. М.: Физматлит. – 2014. – 408 с.

14. Бакулин В.Н., Боков М.А., Недбай А.Я. Аэроупругая устойчивость цилиндрической оболочки из композиционного материала при двухстороннем обтекании. Механика композитных материалов. 2017. № 6

15. Бакулин В.Н., Волков Е.Н., Симонов А.И. Динамическая устойчивость цилиндрической оболочки при действии переменного по оси внешнего давления // Изв.вузов. Авиационная техника, 2017, №4, с.11-17.

16. Москвин В.Г. Устойчивость круговой цилиндрической оболочки из линейного вязкоупругого материала в сверхзвуковом потоке газа // Труды 8-й всесоюз. конф. по теории оболочек и пластин. М.: Наука. – 1962. – С. 527-531.

17. Бакулин В.Н., Данилкин Е.В., Недбай А.Я. Динамическая устойчивость цилиндрической оболочки, подкрепленной цилиндром и продольными диафрагмами, при внешнем давлении // Инженерно-физический журнал, 2018, т.91, №2, с.564-570.

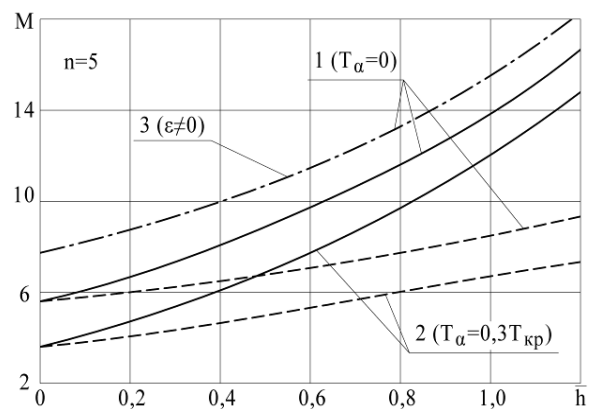


Рис. 1. Зависимость числа Маха от величины превышения конечной толщины оболочки над начальной ($\alpha_0 = 9$)

Исследование выполнено при частичной финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 17-08-01604-а.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ И МОРФОЛОГИИ СУПЕРМАРТЕНСИТНОГО МЕТАЛЛА НА ЕГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

Батанова Н.В. *, Данилов В.Л.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия, *kolebina.nv@mail.ru;

Аннотация: Супермартенситные металлы широко используются в нефтяной, газовой промышленности и гидроэлектроэнергетике. Для оптимизации процесса изготовления деталей из этих металлов необходимо правильно подбирать режимы деформирования. В данной работе на основании экспериментальных данных для стали 03X13H4M показано влияние структуры и морфологии на ее термомеханические свойства.

Ключевые слова: супермартенситные стали, структура, деформирование, ползучесть.

Введение

Супермартенситные стали получили широкое применение в нефтяной, газовой промышленности и гидроэлектроэнергетике. Преимуществом этих металлов является сочетание свойств высокой коррозионной стойкости наряду с хорошей пластичностью, свариваемостью и прочностью [1]. Одним из прогрессивных способов изготовления деталей из этих сталей является формообразование заготовки методом пластического или сверхпластического деформирования. Изготовление этими методами, как правило, проводится при температурах от 800°C до 1050°C. Однако мартенситные стали при нагреве претерпевают фазовое превращение, а структура и ее морфология оказывают сильное влияние на пластические свойства материала. В связи с этим, для оптимизации процесса горячего деформирования, целесообразно исследовать влияние структуры и морфологии супермартенситной стали на ее поведение при повышенных температурах.

Супермартенситные стали были созданы в 70-80-е годы XX века. Множество отечественных и зарубежных работ посвящено особенностям микроструктуры этих сталей и их влиянию на свариваемость [1-4], а также механизм и кинетике фазовых превращений [5-7]. Ранее основное внимание уделялось исследованию механических свойств при комнатной температуре после сварки или термообработки, в связи с широким применением данных сталей в сварных конструкциях. Однако лишь немногие работы описывают механические свойства данных сталей при высоких температурах, несмотря на их применение при изготовлении методами горячей формовки [8-9].

В рамках данной работы исследовано и описано влияние структуры и ее морфологии на термомеханические характеристики супермартенситной стали 03X13H4.

Изучение влияния структуры и морфологии

Сталь 03X13H4 при комнатной температуре имеет структуру мартенсита, а во время нагрева при определенной температуре претерпевает фазовое превращение мартенсита в аустенит [10]. Известно, что структурные превращения приводят к существенному изменению механических характеристик

материала [11].

Для того чтобы определить влияние фазового состава и морфологии на механические свойства материала необходимо иметь общее представление о свойствах каждой фазы при заданной температуре, а также знать фазовый состав стали.

Для анализа термомеханических свойств супермартенситной стали при высоких температурах представлено сравнение механических характеристик аустенитной и мартенситной сталей с близким к исследуемой химическим составом, рис.1. Экспериментально установлено, что мартенситные стали показывают наибольшие значения предела прочности при низких температурах, но он быстро понижается при повышении температуры [11].

Например, мартенситная сталь класса 410 (сплошная линия) имеет наибольший предел прочности при температурах ниже 550°C, но при температуре выше 550°C он значительно ниже, чем у большинства аустенитных марок сталей таких как 316 (пунктирная линия), рис.1.

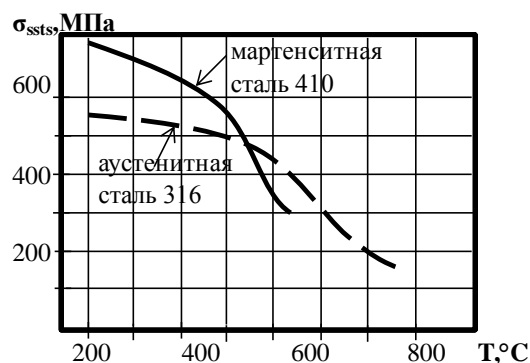


Рис.1. Типичные кривые зависимости напряжений от температуры при испытании на разрыв мартенситной и аустенитной стандартных легированных сталей при высоких температурах.

Для изучения структурных превращений при непрерывном нагреве и охлаждении был использован dilatометрический метод [12]. Dilатометрия позволяет измерять изменения размеров образца в зависимости от температуры в реальном времени. Изменение размера образца связано с термическим расширением и фазовыми переходами. Если в металле при изменении температуры не происходит

фазовых превращений, то его длина изменяется плавно. Однако если происходит фазовое превращение, то длина растет (или убывает) скачкообразно. Температуру начала аустенитного превращения, A_{c1} , определяют по точке отклонения от касательной к верхней части кривой нагрева, обычно эта температура 500-800°C. Температуру конца аустенитного превращения, A_{c3} , определяют по точке перегиба при повторном отклонении. Для количественного анализа объемных эффектов фазовых превращений, как правило, используют методику анализа дилатограмм по правилу рычага [13]. Таким образом, с помощью дилатометрических исследований была проведена количественная оценка фазового состава при заданной температуре.

Изменение фазового состава стали 03X13H4 при непрерывном нагреве со скоростью 10°C/мин показано на рис.2.

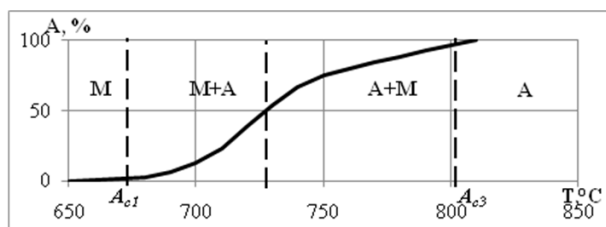


Рис. 2. Количество аустенитной фазы и структура стали в зависимости от температуры (при непрерывном нагреве со скоростью 10°C/мин).

При температурах ниже A_{c1} , сталь имеет мартенситную структуру. При нагреве выше A_{c1} начинается фазовое превращение мартенсита в аустенит. На основе микроструктурных исследований и предыдущих работ [5-7] было установлено, что небольшие аустенитные зерна зарождаются на границах пластин и зерен мартенсита. Тогда с учетом свойств аустенита и мартенсита при таких температурах структуру стали можно рассматривать, как дисперсно-упрочненную. Однако это предположение применимо до тех пор, пока доля аустенитных зерен невелика. При дальнейшем повышении температуры и до A_{c3} , количество аустенита значительно увеличивается, а структура стали может рассматриваться, как аустенитная с включениями зерен мартенсита. При температурах выше A_{c3} , существует только аустенитная фаза.

Таким образом, можно выделить три вида морфологии фаз в зависимости от температуры, рис.3: однофазная с известным размером зерна (мартенсит ($<A_{c1}$) или аустенит ($>A_{c3}$)); матрица мартенсита усиленная небольшими твердыми зернами аустенита ($A_{c1} - A_{c3}$); фаза аустенита с включениями мартенсита ($A_{c1} - A_{c3}$).

$T < A_{c1}$	$A_{c1} < T < (A_{c3} + A_{c1})/2$	$(A_{c3} + A_{c1})/2 < T < A_{c3}$	$T > A_{c3}$
мартенсит	мартенсит и недеформируемые аустенитные зерна	аустенит и небольшие мартенситные зерна	аустенит

Рис. 3. Морфология и микроструктура стали в зависимости от температуры (при непрерывном нагреве со скоростью 10°C/мин).

Для определения влияния фазового состава были проведены испытания на растяжение до разрушения при постоянной скорости деформации при температурах от 680°C до 950°C. Испытания проводились на установке Zwick/Roelle Z100, дополнительно оборудованной печью и вакуумным насосом. Для измерения осевых деформаций образца использовались внутренние датчики перемещений, имеющие обратную связь с системой нагружения, что обеспечивало поддержание постоянной скорости деформации. Точность определения перемещений – 1мкм, точность задания нагрузки – 1%. Сила и осевая деформация регистрировались автоматически с интервалом 10 изм/сек. Испытания проводились на плоских образцах с размером рабочей части 10x2,5x1,75мм. При проведении испытаний образцы нагревались до заданной температуры и выдерживались при ней в течение 30 мин для достижения фазового равновесия.

Экспериментально установлено, что характеры зависимостей напряжений от деформаций для мартенситной и аустенитной фазы сильно отличаются. Кривые деформирования при температурах аустенитной фазы имеют заметное упрочнение, потом наблюдается область постоянных напряжений, а затем долгое постепенное снижение напряжения до окончательного разрушения. В то время как деформирование при температурах мартенситной фазы происходит без заметного упрочнения, что указывает на различные механизмы деформации. Полученные результаты согласуются с результатами более ранних исследований [14 -16].

Сравнение кривых деформирования для однофазного (аустенита) и двухфазного образцов показало, что наличие второй фазы сильно влияет на поведение материала при растяжении при высоких температурах. Это может быть связано с тем, что наличие второй фазы при деформировании позволяет получить стабильную мелкозернистую структуру. Известно, что размер зерна может существенно влиять на механические свойства материала. Поэтому деформирование в двухфазном интервале температур может представлять практический интерес.

Влияние температуры на максимальные напряжения при растяжении и деформацию до разрушения показано на рис. 4.

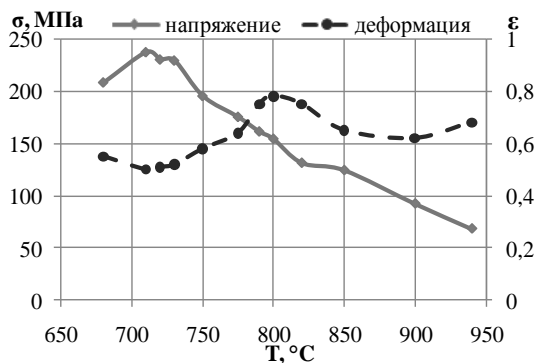


Рис.4. Максимальные напряжения и максимальная деформация до разрушения в зависимости от температуры.

При увеличении температуры максимальное напряжение уменьшается, в то время как максимальная деформация до разрушения заметно увеличивается лишь при температуре конца фазового перехода, A_{c3} .

Заключение

Экспериментальные исследования позволили показать влияние структуры и морфологии супермартенситного металла на его термомеханические свойства. Результаты данных исследований могут быть использованы для определения рациональных режимов деформирования супермартенситного металла.

Список литературы

1. Клейнер Л.М., Шацов А.А., Мельников Л.Д. Низкоуглеродистые мартенситные стали: легирование и свойства // *Металловедение и термическая обработка металлов* - 2010. - № 11. - С.29-34.
2. Энтин Р.И., Коган Л.И., Клейнер Л.М., Пиликина Л.Д. Низкоуглеродистые мартенситные стали. Известия АН СССР. Металлы – 1979.- Т. 3, С. 114- 120.
3. Ma X.P., Wang L.J., Liu C.M. Microstructure and properties of 13Cr5Ni1Mo0.025Nb0.09V0.06N supermartensitic

stainless steel. *Material Science and Engineering A* - 2012, Pp. 271-279.

4. Lee Y.S., Kim D.W., Lee D.Y., Ruy W.S. Effect of grain size on creep properties of type 316MN stainless steel // *Metals and material International*. -2001.- Vol.7. - №2. - Pp.107-114.

5. Зельдович В.И., Хомская И.В., Ринкевич О.С. Образование аустенита в низкоуглеродистых железоникелевых сплавах// *Физика металлов и металловедение* - 1992. - №3. - С.5 – 28.

6. Carrouge, Dominique. Phase transformations in welded supermartensitic stainless steels - 2002. – 195p.

7. Wang P., Shanping L., Dianzhong L. Investigation on phase transformation of low carbon martensitic stainless steel zg06cr13ni4mo in tempering process with low heating rate // *Acta Metallurgica Sinica*. -2008. - Vol.6. - №44. - Pp.681-685.

8. Богачев И.Н., Лепехина Л.И. Сверхпластичность мартенситных хромоникелевых сталей // *ФММ* - 1977. - Т.44. - №6.- С.1282-1285

9. Рясков И.В., Клейнер Л.М., Шацов А.А. Формирование зеренной и реечной структуры в низкоуглеродистых мартенситных сталях термоциклированием. *Металловедение и термическая обработка металлов* - 2008. - Т. 9, С. 33-39

10. Гуляев А.П. *Металловедение*. - М.: Альянс, 2011.- 643 с.

11. High-temperature characteristics of Stainless Steels. A designers' handbook series №9004. Nickel development institute. – 2002. – 47p.

12. Гладштейн Л. И., Риваненок Т. Н., Христо А. В. Дилатометрический анализ кинетики полиморфного превращения при нагреве стали// *Заводская лаборатория. Диагностика материалов* - 2008. - №6. - С.36-39.

13. Леонтьев П. А., Симонов Ю. Н., Панов Д. О. Метод обработки первичных дилатометрических данных, полученных в условиях высокоскоростных нагрева и охлаждения//*Заводская лаборатория. Диагностика материалов*. - 2014. - Т.80. - №6. – С.45-48.

14. Колебина Н.В., Данилов В.Л., Прижан С. Исследование кратковременной ползучести перспективной турбинной стали сталях// *Наука и образование. Электрон. журн.* - 2014. - №11. - DOI: [10.7463/1114.0733687](https://doi.org/10.7463/1114.0733687)

15. Tong W.U. Thesis: Experimental and numerical simulation of welding induced damage stainless steel 15-5PH. INSA-Lyon France - 2007. - Pp.186.

16. Ajit K Roy. Tensile Properties of Martensitic Stainless Steels at Elevated Temperatures // *Journal of Materials Engineering and Performance* - 2005. - Vol. 2. - №14. - Pp.212-218.

ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ ДЛЯ УПРУГИХ ТЕЛ С ФУНКЦИОНАЛЬНО-ГРАДИЕНТНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

Бобылев А.А.

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

Аннотация: Рассматриваются пространственные контактные задачи с односторонними связями для упругих тел конечных размеров с функционально-градиентными покрытиями. Получены вариационные формулировки задач в виде вариационного неравенства и эквивалентной ему экстремальной задачи. Дискретизация задач производится методом конечных элементов. Для численного решения используется метод сопряженных градиентов. Предложены многосеточные варианты вычислительного алгоритма. Выполнен анализ полученных численных результатов.

Ключевые слова: контактные задачи, функционально-градиентные покрытия, метод конечных элементов.

Введение

Современное машиностроение предъявляет повышенные требования к износостойкости материалов узлов трения. Перспективным направлением является создание покрытий сложной структуры, представляющих собой многофазные композиты и характеризующиеся изменением по глубине процентного количества фракций своих составляющих. В большинстве практически важных случаев свойства покрытий материалов изменяются по одной координате, ортогональной к образующей поверхности подложки, на которую наносится покрытие. Наличие значительного градиента упругих свойств приводит не только к количественным, но и к качественным различиям в поведении материалов с покрытиями.

Исследование напряженно-деформированного состояния поверхностных слоёв (покрытий) с учётом их структурной неоднородности приводит к постановке сложных задач механики контактного взаимодействия. Дополнительные трудности создает учет одностороннего характера контакта. Возможности решения аналитическими методами задач, в которых заранее неизвестны области фактического контакта и происходит их изменение в процессе нагружения, ограничены [1-2]. Поэтому перспективным направлением является развитие вычислительных методов решения контактных задач с односторонними связями для упругих тел с тонкими неоднородными покрытиями. Ранее автором на основе вариационного подхода разработан вычислительный алгоритм решения методом конечных элементов плоских [3-4] и осесимметричных [5] контактных задач для упругих тел с функционально-градиентными покрытиями.

Цель настоящей работы – обобщение предложенного в [3-5] вычислительного алгоритма для пространственных задач и численное решение в трехмерной постановке контактных задач с односторонними связями для упругих тел конечных размеров с функционально-градиентными покрытиями. Предполагается, что толщина покрытия соизмерима с размерами пятна контакта. Такая расчетная схема применяется при исследовании множественного (дискретного) контакта шероховатых тел.

Постановка задачи

Пусть в неподвижной прямоугольной системе координат $Ox_1x_2x_3$ однородное изотропное упругое тело занимает конечную область $\Omega_1 \subset R^3$. Покрытие моделируется изотропным слоем $\Omega_2 \subset R^3$, упругие постоянные материала которого являются непрерывными функциями по толщине слоя. Будем считать, что покрытие сцеплено с упругим телом, т. е. перемещения и напряжения непрерывны на границе раздела покрытия и тела. Внешнюю границу объединенной области $\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$ обозначим Γ . Далее под $u_i(x)$, $\varepsilon_{ij}(x)$, $\sigma_{ij}(x)$ будем понимать соответственно компоненты вектора перемещений и тензоров деформации и напряжений в точке $x \in \Omega$. Перемещения и деформации считаются малыми. Напряжения в упругом теле и покрытии в недеформированном состоянии отсутствуют.

Поверхность Γ состоит из трёх непересекающихся частей $\Gamma = \Gamma_u \cup \Gamma_t \cup \Gamma_p$. На части поверхности Γ_u задаются перемещения $\bar{g}(x)$, а на части поверхности Γ_t действуют поверхностные усилия $\bar{q}(x)$. Совокупность возможных зон контакта с жёсткими штампами обозначим Γ_p . Предельные размеры Γ_p определяются из геометрических соображений. Форма и положение штампов описываются функцией $\Phi(x)$, значение которой в точке $x \in \Gamma_p$ равно расстоянию от этой точки до поверхности штампа, измеренному вдоль направления внешней нормали $\bar{n}(x)$. Расстояние $\Phi(x)$ отсчитывается по отношению к недеформированному состоянию покрытия. Контактное взаимодействие с жёсткими штампами описывается линеаризованными условиями одностороннего контакта при отсутствии трения [6]

$$u_n \leq \Phi; \quad \sigma_n \leq 0; \quad \bar{\sigma}_t = 0; \quad \sigma_n(u_n - \Phi) = 0, \quad (1)$$

где u_n – нормальная компонента вектора перемещений; σ_n , $\bar{\sigma}_t$ – нормальная компонента и касательная составляющая вектора напряжений.

Задача (в дифференциальной постановке) со-

стоит в определении функций $u_i(x)$, $\varepsilon_{ij}(x)$, $\sigma_{ij}(x)$, удовлетворяющих в области Ω уравнениям равновесия с объёмными силами $\vec{F}(x)$, соотношениям Коши, соотношениям закона Гука, кинематическим граничным условиям на Γ_u , статическим условиям на Γ_t и условиям одностороннего контакта (1) на Γ_p . Подчеркнем, что фактическая зона контакта с жёсткими штампами неизвестна и подлежит определению в процессе решения задачи.

Вариационная формулировка задачи

Одним из наиболее эффективных подходов к решению контактных задач с заранее неизвестной площадкой контакта для тел конечных размеров является применение вариационного метода [6]. Векторные функции перемещений точек области Ω будем рассматривать как элементы гильбертова пространства векторных функций С. Л. Соболева $U(\Omega) \equiv [W_2^1(\Omega)]^3$. Выделим в пространстве $U(\Omega)$ множество V кинематически возможных перемещений, удовлетворяющих граничным условиям в перемещениях на Γ_u и условиям непроникания из (1) на Γ_p

$$V = \{ \vec{v} \in U : \vec{v}(x) = \vec{g}(x), x \in \Gamma_u; v_n(x) \leq \Phi(x), x \in \Gamma_p \}.$$

Введем билинейную и линейную формы

$$a(\vec{u}, \vec{v}) = \int_{\Omega} C_{ijkl} \varepsilon_{ij}(\vec{u}) \varepsilon_{kl}(\vec{v}) d\Omega;$$

$$b(\vec{v}) = \int_{\Omega} F_i v_i d\Omega + \langle \vec{q}, \vec{v} \rangle_{\Gamma_q},$$

где C_{ijkl} – компоненты тензора модулей упругости; $\langle \cdot, \cdot \rangle_{\Gamma_q}$ – каноническая билинейная форма на $[H^{-1/2}(\Gamma_q)]^3 \otimes [H^{1/2}(\Gamma_q)]^3$.

Далее будем предполагать, что компоненты тензора модулей упругости $C_{ijkl} \in L_{\infty}(\Omega)$ являются ограниченными функциями и удовлетворяют условию симметричности и эллиптичности; функции, характеризующие внешние воздействия, обладают свойствами гладкости $\Phi \in H^{1/2}(\Gamma_p)$, $\vec{g} \in [H^{1/2}(\Gamma_u)]^3$, $\vec{q} \in [H^{-1/2}(\Gamma_q)]^3$ и являются ограниченными по нормам соответствующих пространств; функции \vec{g} и Φ согласованы таким образом, что на линиях раздела частей поверхности Γ_u и Γ_p граничные условия не приводят к разрыву перемещений. В этом случае билинейная форма $a(\cdot, \cdot)$ является непрерывной симметричной и положительно определенной на $U(\Omega) \otimes U(\Omega)$, множество V является выпуклым и замкнутым в пространстве $U(\Omega)$ и справедливы следующие утверждения [6].

Предложение 1. Решение задачи \vec{u} в дифференциальной постановке удовлетворяет вариационному неравенству

$$a(\vec{u}, \vec{v} - \vec{u}) - b(\vec{v} - \vec{u}) \geq 0, \quad \forall \vec{v} \in V. \quad (2)$$

Предложение 2. Решение вариационного неравенства (2), обладающее вторыми производными (хотя бы обобщенными), удовлетворяет (по крайней мере в обобщенном смысле) всем условиям дифференциальной постановки задачи.

Предложение 3. Вариационное неравенство (2) эквивалентно следующей экстремальной задаче: найти элемент $\vec{u} \in V$, такой что

$$J(\vec{u}) = \inf_{\vec{v} \in V} \left\{ J(\vec{v}) = \frac{1}{2} a(\vec{v}, \vec{v}) - b(\vec{v}) \right\}. \quad (3)$$

Вариационное неравенство (2) является для рассматриваемой контактной задачи формулировкой вариационного принципа виртуальной работы, а экстремальная задача (3) формулировкой вариационного принципа минимума потенциальной энергии.

Вычислительный алгоритм

Для дискретизации задачи минимизации (3) используем метод конечных элементов. Выберем тип конечных элементов и произведем разбиение области Ω . Узлы МКЭ-сетки обозначим P_m , $m = \overline{1, M}$. Перемещения $\vec{u}(x)$ интерполируются по узловым значениям $\vec{u}(P_m)$, при этом в узлах $P_m \in \Gamma_p$ в качестве компонент вектора узловых перемещений выбираются нормальные и тангенциальные (относительно поверхности Γ_p) компоненты. В результате получим конечномерную задачу квадратичного программирования: найти вектор обобщенных узловых перемещений $y^* = (\vec{u}(P_1), \dots, \vec{u}(P_M)) \in R^{3M}$ такой, что

$$J_1(y^*) = \inf_{y \in Y} \left\{ J_1(y) = \frac{1}{2} y^T A y - B^T y \right\}, \quad (4)$$

где A – квадратная симметричная положительно полуопределенная матрица размера $3M \times 3M$, матрица жесткости упругого тела с покрытием; B – вектор эквивалентных внешних узловых нагрузок; $Y \subset R^{3M}$ – множество кинематически допустимых узловых перемещений. Отметим, что при вычислении вектора узловых нагрузок B контактные усилия не учитываются.

При использовании коллокационного метода аппроксимации граничных условий множество Y имеет вид

$$Y = \{ y \in R^{3M} : y_i = d_i, i \in I_1; y_j \leq e_j, j \in I_2 \},$$

где I_1 – множество номеров компонент вектора y , соответствующих перемещениям узлов, принадлежащих Γ_u ; I_2 – множество номеров компонент вектора y , соответствующих нормальным перемещениям узлов, принадлежащих Γ_p ; d_i, e_j – коэффициенты, равные соответственно значениям функций $g_s(x)$, $\Phi(x)$ в граничных узлах.

Матрица жесткости A является сильно разреженной блочной матрицей. Для ее хранения в па-

мента используется разреженный блочно-строчный формат. Такая схема хранения матрицы предъявляет минимальные требования к памяти, объем которой пропорционален первой степени количества неизвестных, и в то же время позволяет эффективно организовать вычисление произведения матрицы на вектор. Поэтому для численного решения задачи квадратичного программирования (4) целесообразно применять градиентные методы, не требующие формирования в явном виде матрицы Гессе минимизируемой функции. Достаточно программно реализовать расчет ее произведения на вектор. В настоящей работе для численного решения задачи (4) используется вариант метода сопряженных градиентов, предложенный в [7].

Малая толщина покрытия требует сгущения конечно-элементной сетки и приводит к существенному росту вычислительных затрат. Для повышения вычислительной эффективности алгоритма разработаны его многосеточные варианты. Исследованы два подхода к численному решению пространственных контактных задач для тел с функционально-градиентными покрытиями на последовательности сеток. Первый из них заключается в последовательном решении сеточных задач, начиная с самой грубой сетки, где решение может быть осуществлено довольно экономично. Затем полученное решение интерполируется на более мелкую сетку и используется в качестве начального приближения в итерационном процессе. Второй подход основан на предложенной обобщенной схеме многосеточного метода Федоренко, не использующей понятие «невязка решения» и допускающей его применение для контактных задач с односторонними связями [8]. Методом вычислительного эксперимента определены оптимальные стратегии вычислений на последовательности сеток.

Анализ численных результатов

Разработанный вычислительный алгоритм реализован в виде отдельных модулей пакета прикладных программ для решения контактных задач с односторонними связями. С использованием этого пакета программ проведено численное исследование влияния закона изменения механических свойств функционально-градиентного покрытия по толщине на напряженно-деформированное состояние покрытия и упругого тела. При проведении расчетов использовались как регулярные, так и нерегулярные сетки тетраэдральных конечных элементов первого порядка.

В частности, установлено, что наличие функционально-градиентного покрытия, модуль Юнга которого превышает модуль Юнга основного материала, приводит к повышению максимальных значений контактного давления и уменьшению осадки

штампа.

Проведенные расчеты показали, что при внедрении жесткого штампа в покрытие вблизи контуров площадок контакта и границы раздела покрытия и основы возникают области растягивающих напряжений, в которых могут инициироваться микротрещины, приводящие к разрушению покрытия. Это явление требует дальнейшего изучения с использованием экспериментальных данных о законах изменения механических свойств по толщине для различных технологий создания функционально-градиентных покрытий.

Выводы

Получена вариационная формулировка пространственной контактной задачи с неизвестной заранее зоной контакта для упругих тел конечных размеров с функционально-градиентными покрытиями. На основе метода конечных элементов разработан вычислительный алгоритм решения задачи.

Проведен сравнительный анализ эффективности различных вариантов разработанного вычислительного алгоритма. Установлено, что применение многосеточных вариантов позволяет существенно, в некоторых случаях на два порядка, снизить затраты машинного времени при решении пространственных контактных задач для упругих тел с функционально-градиентными покрытиями. Даны рекомендации по практическому использованию разработанного вычислительного алгоритма.

1. Айзикович С. М., Александров В. М., Белоконов А. В., Трубочик И. С., Крнев Л. И. Контактные задачи теории упругости для неоднородных сред. – М.: ФИЗМАТЛИТ. – 2006. – 240 с.
2. Айзикович С. М., Александров В. М., Васильев А. С., Крнев Л. И., Трубочик И. С. Аналитические методы решения осесимметричных задач для функционально-градиентных сред. – М.: ФИЗМАТЛИТ. – 2011. – 192 с.
3. Бобылев А. А., Белашова И. С. Численное решение плоских контактных задач для упругих тел с функционально-градиентными покрытиями // *Нелинейный мир*. – 2013. – Т. 11. – №10. – С. 689-695.
4. Бобылев А. А., Белашова И. С., Кузьмин С. Д. Контактная задача о вдавлении в функционально-градиентное покрытие выпуклого штампа заданным усилием // *Вестник Московского авиационного института*. – 2014. – Т. 21. – № 3. – С. 151-160.
5. Бобылев А. А., Белашова И. С. Численное решение осесимметричных контактных задач для упругих тел с функционально-градиентными покрытиями // *Нелинейный мир*. – 2014. Т. 12. – № 6. – С. 36-41.
6. Кравчук А. С. Вариационные и квазивариационные неравенства в механике. – М.: МГАПИ. – 1997. – 340 с.
7. Бобылев А. А. Об одном варианте численного решения контактных задач теории упругости // *Решение прикладных задач математической физики и дискретной математики*. – Днепропетровск: ДГУ. – 1987. – С. 23-29.
8. Бобылев А. А., Гарт Э. Л. Применение многосеточного метода конечных элементов к решению контактных задач с идеальными односторонними связями // *Техническая механика*. – Днепропетровск: ИТМ. – 2003. – № 1. – С. 126-134.

МЕТОДИКА ТОПОЛОГИЧЕСКОЙ ОПТИМИЗАЦИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ЗОНЕ ВЫРЕЗА

Болдырев А. В., Камалиева Р. Н.*

Самарский университет, Самара, Россия; *kam.rn@yandex.ru;

Аннотация: Статья посвящена разработке методики проектирования конструкций из композиционных материалов с использованием модели гипотетической непрерывной упругой среды переменной плотности и жёсткости. Предлагаемая методика рассматривается применительно к задаче проектирования различных агрегатов в том числе для начальных этапов проектирования фюзеляжа самолета в зоне вырезов.

Ключевые слова: композиционные материалы, топологическая оптимизация, силовая схема, вырезы.

Введение

В настоящее время растет доля использования композиционных материалов в агрегатах аэрокосмической техники. Современные композиционные фюзеляжи изготавливаются по традиционной силовой схеме. Обшивка может быть изготовлена методом намотки углеродного волокна или выложена лентами углеродной ткани. Силовой набор – шпангоуты и стингеры формируются отдельно, имеют равнонаправленное армирование и приклеены к обшивке.

При проектировании планеров самолетов широко используют алгоритмы оптимизации топологии конструкций для снижения массы и повышения эффективности силовой работы изделий и их функционирования [1,2]. Несмотря на все очевидные преимущества композиционных материалов, существуют также некоторые сложности, связанные с особенностью предсказания долговечности композиционных изделий [3].

В работе [4] изложены теоретические основы проектирования рациональной структуры конструкции с использованием деформируемого твёрдого тела переменной плотности и жёсткости (континуальной модели) [1]. Конечно-элементная модель (КЭМ) тела переменной плотности образуется трехмерными элементами гипотетической непрерывной упругой среды, которая заполняет все допустимое геометрическое пространство проектируемой конструкции. Оптимизация распределения материала в континуальной модели с использованием подхода [4] позволяет из непрерывной среды сформировать рациональную силовую схему конструкции (ССК). Особенность данного метода заключается в применении комбинированных моделей, предназначенных для усовершенствования весовой эффективности конструкции. В процессе проектирования производится поэтапное замещение в континуальной модели элементов гипотетического материала реальными силовыми элементами, реализующими принятые технические решения.

В настоящей работе предлагается методика проектирования ССК на основе итерационного замещения гипотетического материала в континуальной модели элементами конструкции с учетом особенностей композиционных материалов. Силовая

схема конструкции определяется количеством и типами силовых элементов, их расположением в пространстве и способами соединения между собой. В качестве исходных данных выступают сведения о нагрузках, геометрических размерах фюзеляжа, а также характеристиках материала. Результаты оптимизации позволяют подобрать ССК и схему армирования слоистых элементов. Таким образом формируется КЭМ объекта проектирования с рациональной ССК.

Методика топологической оптимизации композиционной конструкции

Блок-схема предлагаемой методики представлен на рисунке 1.

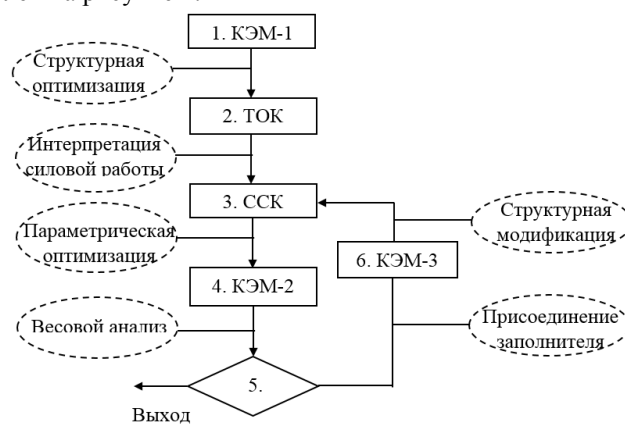


Рис.1 Процесс проектирования рациональной ССК

В первом блоке формируется континуальная модель. Плотность материала в объемных элементах принимается за проектные переменные. Континуальная среда - наполнитель, потенциально содержит внутри себя все возможные силовые схемы, образуемые сгустками материала внутри ограниченного объема. Оптимизация распределения материала в наполнителе [1,4] позволяет в блоке 2 выявить теоретически оптимальную конструкцию (ТОК) и разработать ССК, наиболее приближенную к теоретическому решению, учитывающую конструктивно-технологические требования и особенности композиционного материала.

В блоке 3 создается КЭМ, содержащая силовые композиционные элементы объекта, реализующие ССК. Полученные результаты оптимизации позво-

ляют оценить картину оптимального распределения материала в конструкции и направления потоков внутренних усилий. Для данного этапа в качестве проектных переменных выступают значение количества необходимых слоев, порядок укладки композиционного материала и ориентация их армирования [5].

Далее оценивается весовая эффективность конструкции и проверяется выполнение функциональных требований, предъявляемых к ней. Затем к элементам КЭМ-2, созданной в блоке 3, присоединяется наполнитель (блок 5), и проводится повторная оптимизация распределения материала в наполнителе (блок 2) в соответствии с положениями алгоритма на основе концепции полнонапряженности [2]. Для оценки прочности композиционной конструкции используется критерий максимальных напряжений, согласно которому конструкция остается работоспособной до тех пор, пока отдельные компоненты тензора напряжений не превысят своих допустимых значений.

Анализ основных путей передачи сил и распределения материала в наполнителе позволяет разработать рациональные варианты усовершенствования ССК за счёт изменения проектных переменных направления армирования слоистых элементов, количества слоев, формы и расположения имеющих силовых элементов. Процесс проектирования продолжается, пока очередные изменения ССК приводят к снижению массы конструкции и не исчерпано заданное число итераций (блок 5).

Пример анализа конструкции фюзеляжа

В качестве примера рассматривается отсек фюзеляжа радиусом 1500 мм и длиной 9000 мм с дверным вырезом, содержащая регулярный силовой набор (шпангоуты, высотой 75 мм с поясами) и телом переменной плотности со свойствами изотропного материала, разделенного на семь слоев конечных элементов типа Solid (рис. 2). Шаг шпангоутов составляет 500 мм. Объемные элементы вписаны в геометрические ограничения модели и занимают пространство вокруг большого выреза на расстоянии соответствующее одному промежутку до шпангоута. Исследуемая модель фюзеляжа представляет комбинированную конструкцию, включающий каркас и «квазиизотропную» обшивку из композиционного материала, составленную из четырёх семейств слоёв, армированных однонаправленными волокнами с ориентацией к продольной оси отсека 0° , $\pm 45^\circ$, 90° . Стенки шпангоутов представлены элементами Plate; пояса шпангоутов – элементами Rod. Приняты следующие характеристики изотропного материала: модуль упругости - $E = 72000$ МПа, коэффициент Пуассона - $\mu = 0,3$, плотность материала - $\rho = 2,7 \cdot 10^3$ кг/м³. Обшивка из «квазиизотропного» композиционного материала представлена элементами Laminate с упругими характеристиками монослоя: модуль упругости в продольном направлении (на-

правление волокон) - $E_1 = 140000$ МПа, модуль упругости в поперечном направлении - $E_2 = 9700$ МПа, $\mu = 0,3$, модуль сдвига в плоскости осей материала - $E_{12} = 5400$ МПа. Рассматривается случай нагружения конструкции крутящим моментом $M_{кр} = 1,6 \cdot 10^7$ кН·м. Результаты оптимизации оцениваются по распределению значений плотностей и уровню действующих напряжений в элементах.

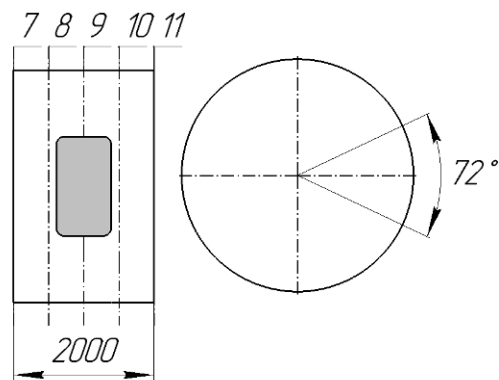


Рис. 2 Геометрические характеристики выреза в зоне отсека фюзеляжа

В результате первого этапа оптимизации континуальной модели получены картины распределения плотности, потоков главных усилий и главных касательных сил в каждом слое трехмерных конечных элементов наполнителя. Анализируя результаты, полученные для внешнего слоя наполнителя, граничащего с композиционной обшивкой, можно сделать вывод о необходимости усиления слоев с армированием $\pm 45^\circ$ в области выреза (рис. 3).

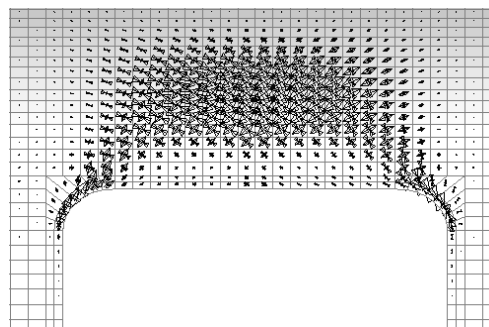


Рис. 3 Картина распределения потоков главных усилий во внешнем слое модели

В слоях, расположенных на уровне внутренних поясов шпангоутов наблюдается значительное сгущение плотности гипотетического материала (рис. 4). Таким образом, руководствуясь картиной распределения потоков главных сил в данном слое можно сделать вывод о целесообразности установки внешних накладок на шпангоуты для обеспечения лучшей силовой работы конструкции.

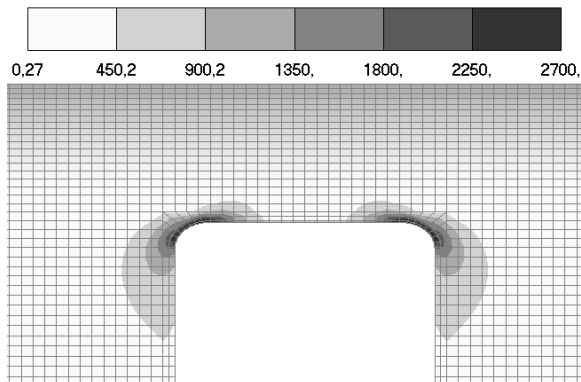


Рис. 4 Картина распределения плотности во внутреннем слое модели, [кг/м³]

В соответствии с порядком алгоритма модель дополнена недостающими слоями с ориентацией армирования $\pm 45^\circ$. Результаты оптимизации комбинированной модели показывают необходимость установки дополнительных элементов в рассматриваемой области (рис. 5). Количество дополнительной массы, необходимой для компенсации выреза, составило 11,2 кг.

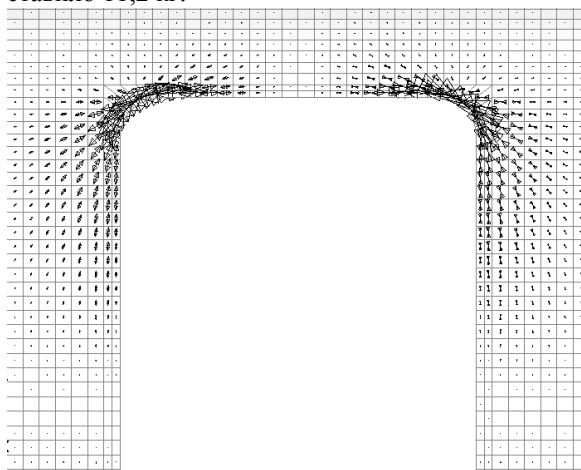


Рис.5 Распределение потоков главных сил во внутреннем слое модели

Дальнейшие этапы алгоритма предполагают замену гипотетического материала на реальные композиционные элементы конструкции. Таким образом, для данного примера на обшивку можно установить накладку из слоистого материала с армированием, выбранным согласно направлению главных усилий. После чего в допустимый объем конструкции рекомендуется добавить наполнитель для следующей итерации оптимизации и уточнения конструкции.

Заключение

Предлагаемые в рамках настоящей работы подходы могут быть использованы для проектирования силовой схемы конструкции из композиционных материалов. Опыт применения методики для задач поиска рациональной ССК для фюзеляжей в зоне выреза показал свою эффективность. Исследования свидетельствуют о том, что возможно снижение необходимой для компенсации выреза массы до 20%.

Список литературы

1. Комаров В.А. Проектирование силовых схем авиационных конструкций //Актуальные проблемы авиационной науки и техники. М.: Машиностроение. 1984. С. 114–129.
2. Bendsoe M.P., Kikuchi N. Generating Optimal Topologies in Structural Design Using a Homogenization Method // Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 1988. V. 71. P. 197-224.
3. Думанский А. М. Накопление повреждений и деформирование волокнистых композитов// Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2014. № 1. С. 250-257.
4. Болдырев, А. В. Разработка методов проектирования силовых авиационных конструкций на основе моделей деформируемого твердого тела переменной плотности // дисс. д-ра. тех. наук: 05.07.02: защищена 5.10.2012/ Болдырев Андрей Вячеславович. – Самара: СГАУ, 2012. – 248 с.
5. Черняев А. В. Применение генетических алгоритмов при проектировании авиационных конструкций из композиционных материалов// Полет. – М.: Машиностроение, 2009. – №7. – с. 17

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ДАННЫХ ЭЛЕКТРОННОЙ МИКРОСКОПИИ ПРИ ПЛАНИРОВАНИИ УСТАЛОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ УГЛЕПЛАСТИКОВ

Гадолина И.В.^{1,*}, Радченко А.А.¹, Хрущов М.М.¹, Лисаченко Н.Г.², Матюшевский Н.В.²,
Антонова О.С.¹, Просвирнин Д.В.³

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия; *gadolina@mail.ru;

²НПО Технология, Обнинск, Россия;

³ИМЕТ РАН, Москва, Россия.

Аннотация: Для оптимального планирования усталостных испытаний композитов может потребоваться корректировка нагрузки каждого следующего испытываемого образца на основании полученных к этому моменту данных. Одним из источников уточняющей информации может служить электронная микроскопия как разрушенных, так и неразрушенных (спилы) образцов, прошедших испытания.

Ключевые слова: композиционные материалы, усталостные испытания, деформирование, разрушение.

Введение и постановка задачи

Одним из важных показателей качества изделий, выполняемых из полимерных композитных материалов является свойство сопротивления усталости. Данный факт объясняется тем, что промышленные изделия, выполняемые из данных материалов часто работают в условиях многократного нагружения. При этом необходимо обеспечить их надежную работу в течение всего срока эксплуатации.

В работе [1] рассматривается деформирование углепластиков под действием переменных во времени нагрузок. Вопросы исследования деламинации при испытаниях на усталость при растяжении обсуждаются в [2].

В связи с неоднородностью свойств и в силу некоторых других факторов, прочностные свойства композитов, а в особенности свойство сопротивления усталости, имеют значительный разброс [3,4], существенно превышающий аналогичные показатели для металлов. Достаточно указать на тот факт, что показатель угла наклона кривой усталости в уравнении усталости Баскуина вида

$$\sigma_a^m N = \text{CONST} \quad (1)$$

для композитных материалов изменяется в пределах от 15 до 25, тогда как для металлов обычно наблюдается значение показателя $m=4\dots 9$.

В уравнении (1) σ_{ai} – амплитудное значение i -той ступени нагружения; N – число циклов до разрушения (среднее).

Парадоксальным образом, стремление технологов улучшить прочностные по композитных материалы приводит к появлению продукции с еще большим разбросом свойств [3]. Следует напомнить, что при усталости исследователи всегда имеют дела со значительным разбросом, таким образом, оба этих фактора (композиты+усталость) как бы возводят проблему разброса в квадрат.

Представляет особенный интерес исследование прочностных усталостных свойств композитов при сжатии, поскольку при растяжении предельное состояние композиционных материалов весьма специфично т.к. часто происходит выкраши-

вание матрицы. При значительной потере образцом жесткости при растяжении оставшиеся волокна продолжают нести нагрузку.

Для пояснения порядка разброса при статическом сжатии на рис.1 показаны данные по двум сериям испытаний одного материала, изготовленного на одном и том же предприятии, но испытанных на разном оборудовании. Образцы с номерами 1...5 были испытаны на предприятии-изготовителе (г. Обнинск), а образцы с номерами 6...13 на оборудовании в институте ИМЕТ РАН в Москве. Коэффициент вариации по объединенной выборке составил $v=0.1642$, что является весьма значительной величиной для характеристики статических прочностных свойств.

Примечание: Простой взгляд на Рис. 1 показывает, однако, что испытательное оборудование оказывает значительное влияние на результаты, что является дополнительным фактором разброса. Данное соображение приводится лишь в порядке обсуждения возможных источников разброса данных).

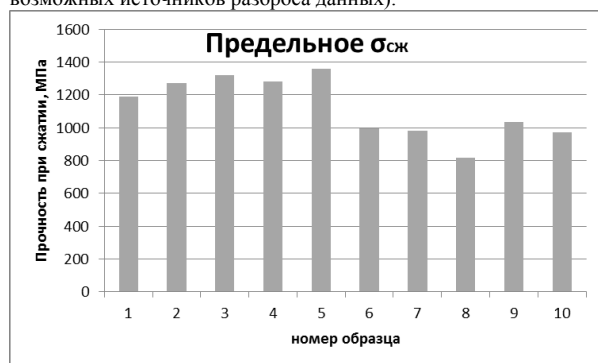


Рис. 1. Предельные разрушения на сжатии при статике образцов углепластика П-4УТ-4500.

Методы исследования

Чего же ожидать от разброса при усталостных испытаниях? Наличие значительного разброса прочностных свойств при статическом, и в особенности, при усталостном нагружении, ставит перед исследователями задачи поиска альтернативных методов исследования.

Весьма перспективным представляется метод исследования поверхности излома образца (разрушающий контроль) на электронно-сканирующем

микроскопе, как это было сделано, например, в [5]. Метод может быть применен при диагностике разрушения. В данной работе предпринята попытка задействовать РЭМ при планировании испытаний на циклическое нагружение. Метод позволяет диагностировать расслоение материала, изменения структуры из-за деградации свойств. Представляется также возможным исследовать различные моды разрушения композиционных материалов.

В данной работе было проведено исследование возможности планирования оптимального испытания на усталость с помощью исследования разрушенных (фрактографическое исследование) и неразрушившихся до базы испытаний ($N_6 = 10^6$ циклов) образцов с помощью специально выполненных спилов. Необходимо отметить, что испытания композитных образцов на сжатие возможно лишь при контроле за перемещениями. Для этого необходимо установить некоторое предельное сближение захватов, с тем, чтобы вовремя прекратить испытания. В противном случае происходит «схлопывание» захватов и поверхность излома станет непригодной для дальнейшего исследования на электронном микроскопе. На рис.2 показана фотография разрушенного при сжатии образца с контролем по нагрузке. Видно, что несоблюдение контроля за перемещениями привело к необратимой порче поверхности излома и сделало образец непригодным для дальнейшего исследования.

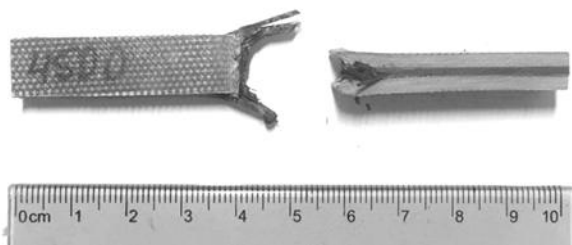


Рис. 2. Пример «неправильного» разрушения образца.

Современное состояние науки и технологий сделали возможным приведения исследований с применением немислимого ранее увеличения изображений [5]. Современные электронные микроскопы позволяют получать изображение объектов с максимальным увеличением до 10^6 раз, благодаря использованию, в отличие от оптического микроскопа, вместо светового потока, пучка электронов. Поскольку исследовалась проводящая поверхность углепластиков, которые являются проводящими, то не возникает проблем с его наблюдением в РЭМ (растровый электронный микроскоп) так как не требуется напылять на него какие-либо фольги. Не требуется также обрабатывать поверхность, поскольку на РЭМе большая глубина фокуса [6].

На рис.3 показан фрагмент разрушенной поверхности образца с элементами сломанного волокна при увеличении $\times 1000$. Видно, что волокна дизориентированы после разрушения. Белые пятна на

фотографии являются наводками электрического тока (техническая проблема), что не препятствует изучению изображения.

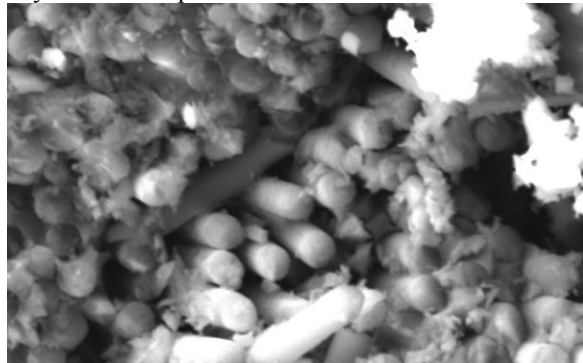


Рис. 3. Фрагмент фотографии поверхности излома с увеличением $\times 1000$.

На рис.4 показан фрагмент фотографии РЭМ поверхности разрушения образца №8 (см. рис.1), показавшего наименьшую прочность. На фотографии, выполненной с увеличением $\times 100$, отчетливо видны следы расслоений. Для материалов ПКМ данная мода разрушений часто является критической.

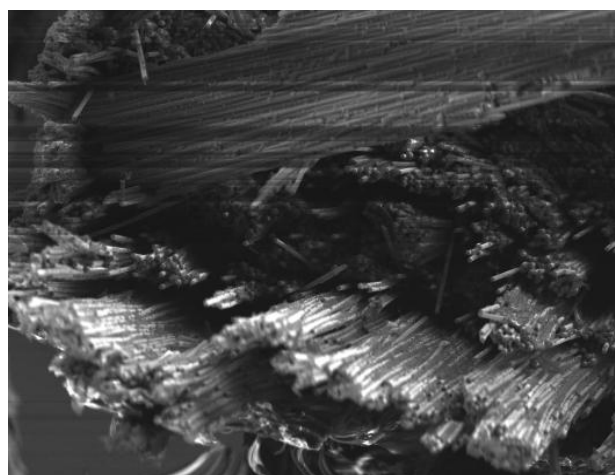


Рис. 4. Расслоения, видимые на поверхности излома наименее прочного образца с увеличением $\times 100$.

Цензурирования при построении кривой усталости

Как известно, испытания на усталость проводятся при заранее оговоренной базе испытаний, т.е. такого числа циклов (при многоциклового усталости $N_6 > 10^5$) при достижении которого не разрушившиеся до этого момента образцы снимаются с испытаний. Данные образцы называются цензурированными и вся совокупность данных об испытаниях называется цензурированной выборкой. Для статистических выводов при эксплуатационных испытаниях, где величины цензурирования различны и имеет место многократное цензурирование были разработаны методы на основе моделирования бутсреп [7], которые позволили проверить некоторые гипотезы, в частности, об однородности изделий машиностроения. В случае построения кривой усталости цензурирование является однократным.

Это означает, что все наработки на цензурирование имеют одно значение – а именно N_6 . Статистическая обработка эксперимента по построению кривой усталости, как правило, заключается в построении линии регрессии типа (1) по методу наименьших квадратов. Для удобства вычислений в качестве отклика - зависимой переменной y - выбирается логарифм чисел циклов N ($y = \lg(N)$), что является правомочным, так как распределение долговечности подчиняется логарифмически-нормальному распределению.

Данные о цензурировании несут важную информацию о прочностных свойствах, но, к сожалению, до настоящего времени не разработано математических методов, чтобы учесть эту информацию при построении уравнения кривой усталости.

Метод

Испытания на усталость дороги и временно-затны. С целью оптимального планирования усталостных испытаний предлагается осуществить корректировку нагрузки каждого следующего испытываемого образца на основании полученных к этому моменту данных. Одним из источников уточняющей информации может служить электронная микроскопия как разрушенных, так и неразрушенных (спилы) образцов, прошедших испытания. Чтобы учесть информацию о цензурированных образцах, неразрушенных до базы испытаний на усталость, образцы были распилены на специальном устройстве с алмазной фрезой с тем, чтобы обеспечить качественную поверхность для наблюдений на РЭМ. Поскольку процесс усталости относится к типу деградиционных процессов с постепенным накоплением повреждений, была предпринята попытка оценить степень деградации по снимкам спила неразрушившихся образцов. В качестве меры деградации использовалась доля поверхности расслоения

$$\Omega\% = A_p/A_{\text{сум}} * 100\% \quad (2)$$

в общей площади фотографии. Здесь A_p – площадь расслоения на кадре; $A_{\text{сум}}$ - суммарная площадь поверхности излома (спила) попадающая в кадр.

На первом этапе по разрушенным образцам при статике (10 штук, см. рис.1) определили среднее значение $\Omega\%$, которое составило 15%. При испытаниях на усталость на сжатие на уровне нагружения с амплитудой

$$\sigma_a = 0.85 * 0.5 * \sigma_{\text{пр сж}} \quad (3)$$

где $\sigma_{\text{пр сж}}$ – среднее предельное напряжение сжатия для данных образцов, кроме двух разрушившихся при числах циклов $N1 = 1.05 * 10^4$ и $N2 = 1.65 * 10^5$ два образца были сняты с испытаний по достижении базы. Таким образом $N3 = N4 = 10^6$ (ЦЕНЗУРИРОВАНИЕ). Для извлечения полезной информации, которую несут в себе цензурированные образцы, образцы $N3$ и $N4$, были распилены и

путем визуальной обработки изображений были определены $\Omega_3 = \%$ и $\Omega_4 = 8\%$. Поскольку $\Omega_3, \Omega_4 \ll 15\%$, то было принято решение увеличить следующий следующий уровень нагружения до величины

$$\sigma_a = 0.90 * 0.5 \sigma_{\text{пр сж}} \quad (4)$$

В настоящий момент испытания продолжаются и методика уточняется.

Вывод

Большие возможности, предоставляемые РЕМ, могут быть задействованы в процессе планирования и проведения усталостных испытаний полимерных композитов с целью экономии времени и ресурсов.

Список литературы

1. Русланцев А.Н, Думанский А.М. Деформирование углепластиков под действием переменных во времени нагрузок//Труды МАИ. Выпуск № 97. <http://trudymai.ru/>
2. A.A. Lukyanchuk, A.G. Kalinin, A.V. Pankov, Yu.A.Svirskiy. Fracture criterion for tested CFRP specimens under tension. Structural Integrity Procedia 00 (2018) 000–000. 2018. ID378.
3. Лисаченко Н.Г., Попов А.Г., Думанский А.М. Принятие решений при расчете статистически обоснованных характеристик полимерных композиционных материалов на этапе анализа выбросов//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. Т. 84. № 5. С. 74-80.
4. Гадолина И.В., Лисаченко Н.Г. Разработка метода построения доверительных интервалов для процентилей случайной выборки прочности композитов с применением бутстреп-моделирования//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2017. Т. 83. № 11. С. 73-77.
5. Деев И.С., Каблов Е.Н., Кобец Л.П., Чурсова Л.В. Исследование методом сканирующей электронной микроскопии деформации микрофазовой структуры полимерных матриц при механическом нагружении//Труды ВИАМ, 2014, №7, с.7.
6. С.В. Панин и др. Исследование структуры и деформационного поведения при статическом и циклическом нагружении стали 12Х1МФ после наноструктурирования поверхностного слоя ионным пучком Zr+. Известия Самарского научного центра Российской академии наук, том 14, №1(2), 2012. С.630-632.
7. Адлер Ю.П., Гадолина И.В., Ляндрес М.Н. Бут-стреп-моделирование при построении доверительных интервалов по цензурированным выборкам//Заводская лаборатория. 1987. Т. 53. № 10. С. 90-94.

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЫСОКОНАПОЛНЕННЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СМОЛЫ ЭД-20 С УГЛЕРОДНЫМ НАПОЛНИТЕЛЕМ, ПОЛУЧЕННЫХ ПО ВОЛНОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ.

Р.Ф.Ганиев, С.Р.Ганиев, В.П.Касилов, О.Н.Кислогубова, Д.В.Курменев, Маслов П.М.,
Мельшанов А.Ф.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; rganiev@nwmrc.ac.ru

Аннотация: В настоящей работе представлены результаты экспериментальных работ по оценке возможностей волновых технологий для создания высоконаполненных полимерных композиционных материалов ВПКМ на основе смолы ЭД-20 с углеродными наполнителями. Исследованы изменения механических характеристик образцов, полученных волновым способом, в зависимости от степени наполнения.

Ключевые слова: Волновые технологии, полимерные композиционные материалы, диспергирование.

Цель

Производство высоконаполненных полимерных композиционных материалов (ВПКМ) ввиду их конкурентных преимуществ является одним из перспективных развивающихся направлений промышленности. Однако получение их традиционными методами затруднено, в том числе из-за сложности процесса перемешивания вязкого связующего с большим количеством тонкодисперсного порошкообразного наполнителя. На современном этапе встают задачи модернизации существующих и поиске новых методов и процессов изготовления ВПКМ.

На основе проведенных ранее исследований [1-5] получен ряд положительных результатов, свидетельствующих о эффективности использования волновых машин для равномерного смещения и диспергирования микро- и нанопополнителей различного химического состава в матрице высоковязкого полимерного связующего и создания нанокомпозитов и модифицированных ПКМ.

Целью данного исследования было получение образцов высоконаполненных ПКМ на основе смолы ЭД-20 с углеродным наполнителем при помощи волновых технологий на базе волновых машин с резонансными электромеханическими генераторами колебаний и волн и исследование физико-механических характеристик полученных материалов.

Материалы и методы

Состав рабочей дисперсионной среды (матрицы) был следующим: эпоксидно-диановая смола ЭД-20 (неотвержденная) и эпоксидная алифатическая смола ДЭГ-1 (пластификатор) в массовом соотношении 9:1. В качестве отвердителя использовали триэтаноламинтитанат ТЭАТ-1 (отвердитель эпоксидных смол горячего отверждения (100-130°C)). Отвердитель смешивали с эпоксидным составом в стехиометрическом соотношении. В качестве модификатора был выбран технический углерод марки П803 - высокодисперсный аморфный углеродный продукт - представляющий собой смесь микро- и наночастиц углерода. Его высокая развитая поверх-

ность и как следствие значительная активность за счет обнаруживаемых так называемых концевых групп (-COOH, -CHO, -OH, -C(O)-O-, -C(O)-) легли в основу широкого его применения как добавки для улучшения механических свойств и эксплуатационных характеристик отвержденных полиэпоксидов (ОПЭ).

Волновую обработку и перемешивание эпоксидного состава с модификатором (техуглеродом марки П803) производили на лабораторной волновой установке ВСМ-2 с электромеханическим резонансным генератором по единой методике при различных режимах. Амплитуда колебаний на границе формирования сдвиговой волны изменялась в интервале 7,5 – 8,5 мм; потребляемая мощность резонансного электромеханического привода – 450-650 Вт, частота волнового воздействия 57-58 Гц, время волнового воздействия (при этом осуществлялся постепенный ввод наполнителя) составляло 30-50 мин.

Во всех экспериментах смешивание полученных составов с отвердителем ТЭАТ производилось непосредственно во время перемешивания компонентов. В результате были получены образцы с содержанием наполнителя (% масс) – 0%, 35%, 45%, 50%.

Полученные составы помещались в специально изготовленные формы, в которых производилось их дальнейшее отверждение и термообработка в следующем режиме: 100°C – 1ч, 120°C – 2ч, 150°C – 3ч, 160°C – 5ч.

Из полученных ОПЭ механическим способом изготавливались образцы в виде цилиндров (Ø8 мм, h=16мм) для последующего определения их физико-механических характеристик. Проведение испытаний образцов на сжатие было проведено на установке Instron 1115 (модель ТТ-D-10). Для каждой партии было испытано не менее 6 образцов ВПКМ.

Результаты и их обсуждение

Результаты испытаний образцов ВПКМ на сжатие приведены в табл.1. Как можно видеть из таблицы, в результате модификации эпоксидной смолы углеродным модификатором по волновой технологии ее механические в отвержденном состоянии характе-

ристки существенно повышаются: так, модуль упругости на сжатие возрастает в 1,7 -2,7 раза. Предел прочности на сжатие – в 4,06-4,6 раза; условный предел текучести – в 1,5-2,5 раза, предел упругости в 2,1 раза. При этом показатели растут с ростом процента наполнения матрицы модификатором.

Как показали ранее проведенные эксперименты [5], традиционные методы зачастую не могут обеспечить равномерное распределение в матрице тонкодисперсного углеродного наполнителя, особенно при высоких концентрациях модификатора, когда существенно повышается вязкость состава. Поэтому получение продемонстрированных в докладе композиций стало возможным за счет применения для перемешивания волновых эффектов в вязких средах, сформированных в реакторе экспериментальной волновой технологической установки.

Таким образом, применение волновых технологий открывает новые возможности для повышения эффективности процессов изготовления и качества модифицированных полимерных композиционных материалов, а также для создания новых композиций, в том числе высоконаполненных, с повышенными механическими характеристиками.

Рисунки и таблицы

Табл. 1. Результаты испытаний образцов ВК на сжатие

Содерж. техуг., % масс.	σ_m , МПа	σ_y , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	ϵ_m	E , ГПа
0%	33,3	19,6	32,9	0,025	1,99
35%	135,3	19,6	51,0	0,174	3,44
45%	154,9	41,6	79,2	0,110	5,03
51 %	135,3	42,0	83,0	0,064	5,40

1. Р. Ф. Ганиев, С. Р. Ганиев, В. П. Касилов, О. Н. Кислогубова, Д. В. Курменев и А. П. Пустовгар, «Перспективы волновых технологий для создания новых полимерных композиционных материалов (нанокompозитов, высоконаполненных композитов)». Справочник. Инженерный журнал с приложением, № 4, pp. 3-9, 2015.
2. С. М. Алдошин, Э. Р. Бадамшина, А. А. Грищук, А. Е. Тарасов, Я. И. Эстрин, Р. Ф. Ганиев, С. Р. Ганиев, В. П. Касилов, Д. В. Курменев и А. П. Пустовгар, «Исследование влияния способа диспергирования одностенных углеродных нанотрубок на свойства нанокompозитов на основе эпоксидной смолы.» Проблемы машиностроения и надежности машин, № 3, pp. 96-101, 2015.
3. В. П. Касилов, О. Н. Кислогубова и Д. В. Курменев, Исследование реологических свойств многокомпонентных дисперсных систем с жидкой дисперсионной средой, полученных по волновой технологии, № 6, pp. 45-56, 2016.
4. Р. Ф. Ганиев, И. Ш. Сайфуллин, О. Р. Ганиев, В. П. Касилов, Л. Е. Украинский и Р. И. Сайфуллин, «О перспективах разработки и использования нелинейных волновых технологий при производстве энергетических конденсированных систем» Русский инженер, № 3, pp. 40-46, 2017.
5. Р. Ф. Ганиев, С. Р. Ганиев, В. П. Касилов и А. П. Пустовгар, Волновые технологии в инновационном машиностроении. Волновые и колебательные явления в создании высоких технологий в промышленности, 2-е переработанное и дополненное ред., Ижевск: Научно-издательский центр "Регулярная и хаотическая динамика", 2012, p. 92.

О МЕТОДАХ ОСРЕДНЕНИЯ УРАВНЕНИЙ МЕХАНИКИ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

В.И. Горбачёв¹

¹ МГУ имени М.В. Ломоносова, г. Москва, Россия; vigorby@mail.ru

Аннотация: В работе обсуждается метод осреднения Бахвалова-Победри для дифференциальных уравнений в частных производных с периодическими по координатам коэффициентами. Кроме этого рассмотрен метод интегральных представлений, пригодный, как для уравнений с периодическими, так и с не периодическими коэффициентами. Показано, что метод интегральных представлений применим и для осреднения уравнений с переменными коэффициентами, зависящими от координат и времени.

Ключевые слова: дифференциальные уравнения с переменными коэффициентами, методы осреднения, механика композитов, метод малого параметра, интегральные формулы.

Метод Бахвалова-Победри.

В механике композитов объектом исследования являются материальные тела, составленные из объемов вещества (компонентов, включений) с различными механическими и физическими свойствами. Включения обладают характерным размером на много меньшим характерного размера L всего тела и в тоже время он намного больше размера молекул, так что вещество в каждом компоненте можно считать сплошной средой. В этом случае процессы, происходящие во всем композиционном теле, описываются дифференциальными уравнениями в частных производных с переменными коэффициентами. В большинстве своем композиционные материалы обладают периодической или почти периодической структурой, поэтому коэффициенты в уравнениях являются периодическими функциями координат. Пусть ячейка периодичности представляет собой куб с ребром $l \ll L$ по координатным осям. Введем безразмерные глобальные декартовы координаты x_i , отнесенные к характерному размеру L . Пусть равновесное состояние тела, занимающего объем V , описывается уравнениями вида

$$\begin{aligned} q_{j,j} + X(x) &= 0, \quad q_j = C_{ji}(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3) \varepsilon_i, \\ \varepsilon_i &= u_{,i} \end{aligned} \quad (1)$$

или же одним уравнением вида

$$\left[C_{ij}(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3) u_{,j} \right]_{,i} + X(x) = 0, \quad x \in V, \quad (2)$$

где $C_{ij}(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3)$ – симметричные положительно определенные коэффициенты, зависящие от безразмерных локальных переменных $0 \leq \zeta_i \leq 1$.

$$\zeta_i = x_i / \alpha - [x_i / \alpha] = 0, \quad \alpha \equiv l / L \ll 1. \quad (3)$$

$X(x)$ – заданная функция безразмерных координат x_i . Уравнение (2) описывает установившийся процесс теплопроводности, а также диффузии в композиционном материале. Искомая величина $u(x)$ может быть и векторной функцией безразмерных коор-

динат x_i , с компонентами u_1, u_2, u_3 , при этом коэффициенты C_{ij} не симметричны и являются положительно определенными матрицами вида $C_{ij} = (C_{ikjl})$, а уравнение (2) представляет собой уравнение равновесия анизотропного периодически неоднородного упругого тела. Для выделения единственного решения к уравнению (1) необходимо добавить граничные условия на поверхности Σ . Для определенности рассмотрим граничные условия первого рода, когда на всей поверхности тела задана искомая функция, то есть $u|_{\Sigma} = u^0(y)$, $y \in \Sigma$. В уравнении (1) индекс после запятой означает частную производную по соответствующей значению индекса безразмерной глобальной координате. Отметим следующее правило дифференцирования функции локальных координат по глобальной координате:

$$a(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3)_{,i} \equiv \frac{\partial a}{\partial x_i} = \frac{\partial a}{\partial \zeta_k} \frac{\partial \zeta_k}{\partial x_i} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial a}{\partial \zeta_i} \equiv \frac{1}{\alpha} a_{,i}$$

В этом разделе нижний индекс после вертикальной черты означает частную производную по локальной переменной. Таким образом, через зависимость материальных характеристик от локальных переменных малый параметр входит в уравнения, описывающие процессы в композитах с периодической структурой. А раз так, то можно разработать процедуру разложения искомого решения в ряд по малому геометрическому параметру α , положив

$$u(x) = \sum_{q=0}^{\infty} \alpha^q N_{i_1 \dots i_q}(\zeta) u_{i_1 \dots i_q}^0(x), \quad (4)$$

где $N_0 \equiv 1$, а остальные N – функции находятся из рекуррентных уравнений на ячейке периодичности, которые вытекают после подстановки ряда (4) в исходное уравнение (2). Для гладкой функции $u^0(x)$ получается дифференциальное уравнение в частных производных бесконечного порядка с постоянными коэффициентами и с малым параметром α при производных выше второго порядка. Для его

решения функция $u^o(x)$ также раскладывается в асимптотический ряд по степеням малого параметра

$$u^o(x) = \sum_{n=0}^{\infty} \alpha^n u^{o(n)}(x). \quad (5)$$

В результате для функций $u^{o(n)}(x)$ получается еще одна рекуррентная последовательность дифференциальных уравнений второго порядка с постоянными коэффициентами, которые называются эффективными коэффициентами, и которые находятся через N – функции. Входные данные в уравнениях для функций $u^{o(n)}(x)$ находятся через предыдущие рекурсии. Описанная процедура была предложена в работах Н.С. Бахвалова, начатых им с 1974 года [1-3]. Большой вклад в развитие метода малого геометрического параметра (ММП) и его систематическое применение к механике композитов было дано в работах Б.Е. Победри и его учеников [3-7]. Таким образом, при практическом использовании метода Бахвалова-Победри нужно вначале аффинным преобразованием координат свести ячейку периодичности к кубу периодичности. Затем перейти к безразмерным глобальным координатам. Решить задачи на ячейке и найти функции $N_{i_1 \dots i_q}(\xi)$. Найти эффективные характеристики. Найти входные данные в уравнениях для $u^{o(n)}(x)$ и затем решить эти уравнения. Как правило, ограничиваются нулевым (порядка α^0) или же первым приближением порядка α^1 . В работе [8] показано, что нулевое приближение в задаче о двухслойной трубе под давлением улавливает основные особенности решения, а первое приближение хорошо соответствует точному решению даже в том случае, когда свойства слоев существенно различаются. Второе приближение практически не отличается от точного решения.

Метод интегральных представлений.

Метод интегральных представлений был предложен в 1991 и опубликован в работе [9]. Он представляет собой обобщение метода осреднения на случай статической задачи теории упругости неоднородных тел необязательно периодической структуры. Постановка исходной задачи, в этом случае, дается уравнениями (1,2), в которых коэффициенты C_{ij} являются функциями глобальных координат. Переход к безразмерным координатам не осуществляется. В методе интегральных представлений наряду с исходной задачей рассматривается так называемая сопутствующая задача для уравнения с постоянными коэффициентами $C_{ij}^o = const.$ и с теми входными данными, что и в исходной задаче

$$q_{j,j}^o + X(x) = 0, \quad q_j^o = C_{ji}^o \varepsilon_i^o(x), \\ \varepsilon_i^o(x) = u_{,i}^o(x) \quad (6)$$

или же

$$C_{ij}^o u_{,ij}^o + X(x) = 0, \quad x \in V, \quad (7)$$

В работе [9] показано, что решение исходного уравнения при любых входных данных представляется через решение сопутствующего уравнения при тех же входных данных следующей формулой:

$$u(x) = u^o(x) + \int_V G_{lm}(x, \xi) [C_{mm}^o - C_{mm}(\xi)] u_{,n}^o(\xi) dV_{\xi}. \quad (8)$$

Здесь индекс после вертикальной черты подразумевает дифференцирование по соответствующей переменной ξ . Функция $G(x, \xi)$ – функция Грина исходного уравнения и удовлетворяет следующему уравнению:

$$[C_{ij}(x) G_{,j}(x, \xi)]_{,i} + \delta(x - \xi) = 0; \quad x, \xi \in V. \quad (9)$$

Здесь $\delta(x - \xi)$ – дельта функция Дирака. Отметим, что в формулу (6) не входят объемные нагрузки и граничные условия, поэтому она справедлива при любых входных данных, оставляющих задачу линейной. Предположим далее, что искомая функция $u^o(x)$ в сопутствующей задаче является гладкой функцией координат x_i . Тогда в окрестности любой точки $x \in V$ её можно разложить в ряд Тейлора, так что в любой точке $\xi \in V$ справедливо следующее представление:

$$u^o(\xi) = \sum_{q=0}^{\infty} \Pi_{i_1 \dots i_q}(\xi, x) u_{,i_1 \dots i_q}^o(x), \\ \Pi_{i_1 \dots i_q}(\xi, x) \equiv \frac{1}{q!} (\xi_{i_1} - x_{i_1}) \dots (\xi_{i_q} - x_{i_q}). \quad (10)$$

Подставляя (10) в интегральную формулу (8) получим разложение решения исходной задачи в ряд по производным от компонент вектора потока в сопутствующей задаче

$$u(x) = \sum_{q=0}^{\infty} N_{i_1 \dots i_q}(x) u_{,i_1 \dots i_q}^o(x), \quad N_0 = 1 \quad (11)$$

Функции $N_{i_1 \dots i_q}(x)$ называются структурными функциями. Они непрерывны по координатам x_i и представляют собой взвешенные моменты тензора Грина. Структурные функции все, кроме N_0 , обращаются в нуль при совпадении исходных и сопутствующих свойств. Подстановка ряда (11) в уравне-

ния исходной задачи и сравнение того, что получилось с уравнениями сопутствующей задачи, позволяет получить рекуррентные уравнения для структурных функций.

$$\left[C_{ij} N_{i_1 \dots i_q, j} + C_{i_i} N_{i_1 \dots i_{q-1}, i} \right] + C_{i_j} N_{i_1 \dots i_{q-1}, j} + C_{i_{q-1}} N_{i_1 \dots i_{q-2}, j} = h_{i_1 \dots i_q}, \quad (12)$$

Где $h_i = 0$, $h_{i_1 i_2} = C_{i_1 i_2}^o$, $h_{i_1 \dots i_q} = 0$ при $p + q \geq 3$. В частности уравнения начала рекурсии выглядят следующим образом:

$$\left[C_{ij} N_{i_1, j} + C_{i_i} \right] = 0.$$

К структурным уравнениям (12) необходимо добавить граничные условия. Например, в случае первой краевой исходной задачи все структурные функции обращаются в нуль на границе тела. Эффективные свойства в смысле определения Хашина – Штрикмана находятся через функции $N_{i_1}(x)$. Именно они принимаются в качестве коэффициентов сопутствующей задачи

$$C_{i_i}^o = \langle C_{i_i} + C_{ij} N_{i_1, j} \rangle. \quad (13)$$

Угловые скобки обозначают среднее значение по области, занятой неоднородным телом.

Осреднение динамических уравнений в случае коэффициентов, зависящих от координат и времени.

Рассмотрим исходное уравнение более общего вида, чем приведенное выше

$$\left[C_{ij}(x, t) u_{,j} \right]_{,i} - \eta(x, t) \dot{u} - [\rho(x, t) \dot{u}] + X(x, t) = 0. \quad (14)$$

Точки над символом означают производную по времени. Ему сопутствует уравнение с постоянными коэффициентами

$$C_{ij}^o u_{ij}^o - \eta^o \dot{u}^o - \rho^o \ddot{u}^o + X(x, t) = 0 \quad (15)$$

Интегральная формула представления решения исходного уравнения имеет вид:

$$u(x, t) = u^o(x, t) + \int_0^t d\tau \int_V G_{ik}(x, \xi, t - \tau) [C_{kl} - C_{kl}(\xi, \tau)] u_l^o(\xi, \tau) dV_\xi + \int_0^t d\tau \int_V G(x, \xi, t - \tau) [\eta^o - \eta(\xi, \tau)] \dot{u}_\tau^o(\xi, \tau) dV_\xi - \int_0^t d\tau \int_V \dot{G}_\tau(x, \xi, t - \tau) [\rho^o - \rho(\xi, \tau)] \ddot{u}_\tau^o(\xi, \tau) dV_\xi \quad (16)$$

Из интегральной формулы при $\rho^o = 0$ и $\rho(\xi, t) \equiv 0$

следует интегральная формула для уравнения параболического типа. Интегральная формула для эллиптического уравнения получается из (16) при $\eta^o = 0$, $\rho^o = 0$, и $\eta(\xi, t) \equiv 0$, $\rho(\xi, t) \equiv 0$.

Тогда $C_{ij} = C_{ij}(\xi)$, $u = u(x)$, $u^o = u^o(x)$, $G = G(x, \xi)$. В этом случае интеграл по времени в (16) опускается. Предположим, что функция $u^o(\xi, \tau)$ бесконечно дифференцируема по всем переменным и раскладывается в ряд Тейлора по координатам и времени в окрестности точки (x, t) . В результате $u(x, t)$ представляется в виде ряда по всевозможным производным от решения сопутствующей задачи

$$u(x, t) = \sum_{p+q=0}^{\infty} N_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p)}(x, t) \frac{\partial^p u_{i_1 \dots i_q}^o}{\partial t^p}; \quad (17)$$

$$p = 0, 1, 2, \dots; q = 0, 1, 2, \dots$$

В формуле (17) верхний и нижний индексы в круглых скобках выделяют N – функцию, стоящую в качестве коэффициента при производной $p + q$ – го порядка от $u^o(x, t)$: p – го порядка по времени и q – го по координате. N – функции с отрицательным верхним или нижним индексом тождественно равны нулю. Функция $N_{(0)}^{(0)} \equiv 1$. Если исходные коэффициенты периодичны по координатам, то и N – функции, вдали от границы тела, являются непрерывными периодическими функциями по координатам, с теми же периодами. Аналогично предыдущему случаю назовем N – функции *структурными функциями*. Подставим ряд (17) в исходное уравнение (14) и соберем коэффициенты при одинаковых производных от $u^o(x, t)$. В результате этой подстановки для $u^o(x, t)$ получается дифференциальное уравнение бесконечного порядка. Далее учитываем то обстоятельство, что функция $u^o(x, t)$, на самом деле, удовлетворяет сопутствующему дифференциальному уравнению второго порядка (2). Сравнивая эти два уравнения, получаем, что структурные функции должны удовлетворять следующим структурным уравнениям:

$$\left[C_{ij} N_{(q)i_1 \dots i_q, j}^{(p)} + C_{i_i} N_{(q-1)i_1 \dots i_{q-1}, i}^{(p)} \right]_{,i} - \eta \left[\dot{N}_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p)} + N_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p-1)} \right] - \left[\rho \left(\dot{N}_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p)} + N_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p-1)} \right) \right] + C_{i_j} N_{(q-1)i_1 \dots i_{q-1}, j}^{(p)} + C_{i_{q-1}} N_{(q-2)i_1 \dots i_{q-2}}^{(p)} - \rho \left(\dot{N}_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p-1)} + N_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p-2)} \right) = h_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p)}, \quad (18)$$

где постоянные в правой части формулы (18) принимают следующие значения: $h_{(1)i_1}^{(0)} = 0$, $h_{(0)}^{(1)} = -\eta^o$, $h_{(2)i_1 i_2}^{(0)} = C_{i_1 i_2}^o$, $h_{(1)i_1}^{(1)} = 0$, $h_{(0)}^{(2)} = -\rho^o$. Все остальные константы равны нулю, то есть $h_{(q)i_1 \dots i_q}^{(p)} = 0$ при $p + q \geq 3$. В случае когда коэффициенты исходного уравнения зависят только от координат в уравнениях (18) исчезают производные по времени. Если же коэффициенты зависят только от времени, то N – функции также зависят от времени и уравнения (1) становятся обыкновенными дифференциальными уравнениями, которые интегрируются аналитически в общем виде.

Выбор коэффициентов сопутствующего уравнения в случае зависящих от координат и времени.

Постоянные коэффициенты C_{ij}^o , η^o , ρ^o сопутствующего уравнения – это любые физически допустимые величины в каждом физическом процессе, описываемом исходным уравнением. При использовании структурных функций выбор сопутствующих коэффициентов влияет на скорость сходимости ряда (17) к точному решению. Увяжем сопутствующие коэффициенты со структурными функциями положив

$$\begin{aligned} C_{i_1}^o &= \left\langle C_{i_1}(x, 0) + C_{i_1}(x, 0) N_{(1)i_1, j}^{(0)}(x, 0) \right\rangle_V, \\ \rho^o &= \left\langle \rho(x, 0) + \eta(x, 0) N_{(0)}^{(1)}(x, 0) \right\rangle_V, \\ \eta^o &= \left\langle \eta(x, 0) \right\rangle_V. \end{aligned} \tag{19}$$

Здесь угловые скобки обозначают среднее значение по объему тела в начальный момент времени. Более подробное обоснование формул (19) приводится в работе [10]. В работе [11] приведены интегральные формулы для уравнений более общего вида чем уравнения (14).

1. Бахвалов Н.С. Осредненные характеристики тел с периодической структурой // Докл. АН СССР. 1974. Т. 218. № 5. С. 1046 – 1048.
2. Бахвалов Н.С. Осреднение дифференциальных уравнений с частными производными с быстро осциллирующими коэффициентами // Докл. АН СССР. 1975. Т. 221. № 3. С. 516 – 519.
3. Бахвалов Н.С., Панасенко Г.П. Осреднение процессов в периодических средах. М.: Наука. 1984. 352 с.
4. Победря Б.Е. Об упругих композитах // Механика композитных материалов. 1983. № 2. С. 216 – 222.
5. Победря Б.Е. Механика композиционных материалов. М.: Изд-во МГУ. 1984. 336 с.
6. Победря Б.Е., Горбачев В.И. О статических задачах упругих композитов // Вестник Моск. ун-та. Матем. Механ. 1977. № 5. С. 101 – 111.
7. Победря Б.Е., Горбачев В.И. Концентрация напряжений и деформаций в композитах // Механика композитных материалов. 1984. № 2. С. 207 – 214.
8. Горбачев В.И. Об упругом равновесии цилиндрической неоднородной по толщине трубы под действием поверхностных нагрузок и перемещений // Проблемы прочности. 1979. № 5. С. 79 – 83.
9. Горбачев В.И. Метод тензоров Грина для решения краевых задач теории упругости неоднородных сред // Вычислительная механика деформируемого твердого тела. 1991. № 2. 61–76.
10. Горбачёв В. И. Интегральные формулы решений основных линейных дифференциальных уравнений математической физики с переменными коэффициентами // Чебышевский сборник. 2017. Т. 18, № 3. С. 138–160.
11. Gorbachev V. I. Averaging equations of mathematical physics with coefficients dependent on coordinates and time // *Nanoscience and Technology: An International Journal*. — 2017. — Vol. 8, no. 4. — P. 345–353.

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСОБЕННОСТЕЙ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Грачев В.А., Мельников Д.А., Рогов Д.А., Коваленко П.В.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», Обнинск, Российская Федерация

Аннотация: в данной статье рассмотрено влияние технологических дефектов типа швов на напряженно-деформированное состояние элемента летательного аппарата (далее ЛА) из ПКМ. Из экспериментальных диаграмм «перемещение-нагрузка» получены значения модуля упругости материала ФНкв на основе ЦТМЗ (цельнотканная многослойная заготовка) и предела прочности в области шва. По полученным данным выполнен расчет НДС элемента ЛА от теплосилового воздействия.

Ключевые слова: композиционные материалы, разрушение, дефект, шов, расчет

Элементы ЛА, в производстве которых используются ЦТМЗ, имеют заложенные в стенку дефекты типа швов в ЦТМЗ. Целью данной работы является оценка влияния таких дефектов на напряженно-деформированное состояние (НДС) этих элементов. Корректное моделирование теплосилового воздействия на несущие узлы ЛА и определение их несущей способности невозможно без предварительного определения физико-механических свойств материалов конструктивных элементов. Наиболее достоверным способом получения точных значений упругих характеристик ПКМ является испытание образцов при различных типах нагружения по стандартизованным методикам.

В рамках работы были проведены испытания на трехточечный изгиб двух групп образцов материала ФНкв, выполненных в двух вариантах. Первый тип образцов шва изготавливался из цельной пластины - монослоя ЦТМЗ и 10 подслоев стеклоткани, второй – из соединённых встык матов ЦТМЗ и аналогичного количества целых подслоев стеклоткани. Результаты испытаний указанных образцов получены в виде диаграмм «перемещение-нагрузка», представленных на рисунках 1-8.

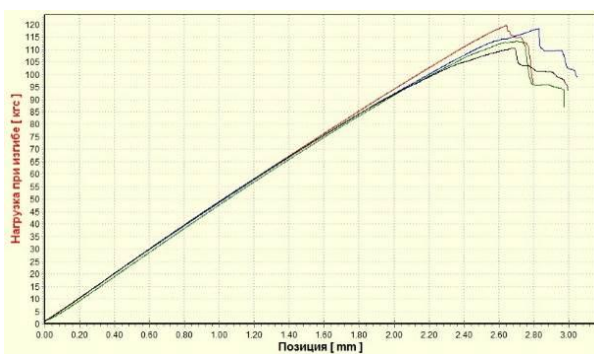


Рис. 1. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы без шва, T=20°C

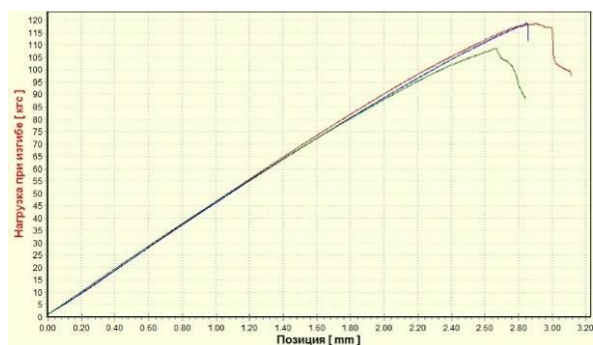


Рис. 2. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы без шва, T=200°C

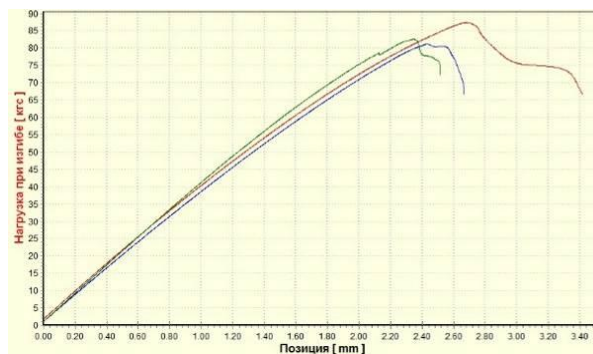


Рис. 3. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы без шва, T=300°C

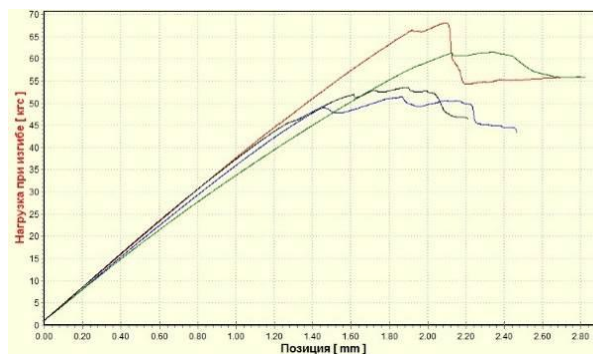


Рис. 4. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы без шва, T=400°C

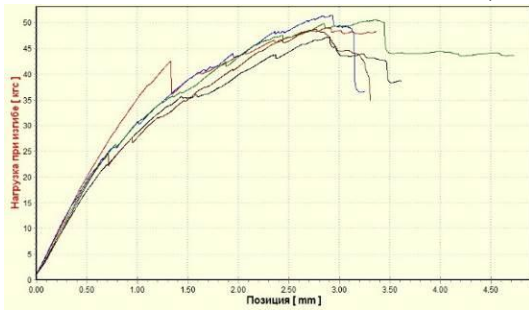


Рис. 5. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы со швом, T=20°C

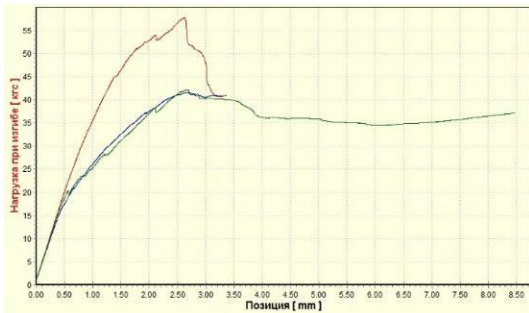


Рис. 6. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы со швом, T=200°C

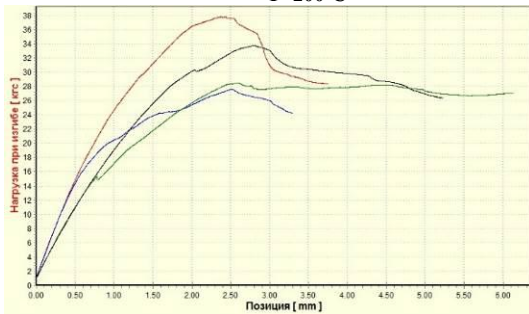


Рис. 7. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы со швом, T=300°C

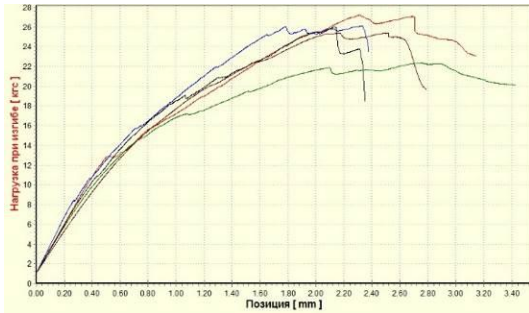


Рис. 8. Диаграмма «перемещение-нагрузка», образцы со швом, T=400°C

Физико-механические характеристики слоев стеклотканного материала приняты согласно его паспортных данных. Работа по оценке влияния структурных дефектов на НДС конструктивных элементов была выполнена в три этапа: на первом производилось конечно-элементное моделирование испытаний на трехточечный изгиб образцов материала ФНкв с монослоем ЦТМЗ без шва с целью определения его механических свойств; на втором этапе производилось моделирование испытаний на трехточечный изгиб образцов со швом в ЦТМЗ с целью определения величины напряжений, приводящих к разрушению шва; на третьем этапе выполнялся расчет НДС элемента ЛА от теплосилового воздействия с учетом характеристик, полученных по

данным испытаний образцов.

Расчетная схема для первого этапа представлена на рисунке 9. Материал первого слоя – ФНкв на основе ткани ТС 8/3-К-ТО, второго слоя – ФНкв на основе ЦТМЗ.

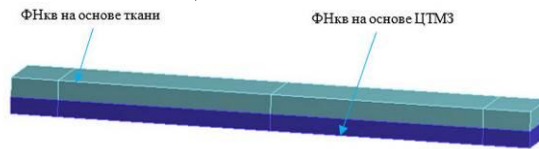


Рис. 9. Расчетная схема образца без шва

В ходе поэтапной дискретной оценки значений модуля упругости первого рода – модуля Юнга (E) слоя ЦТМЗ было достигнуто приемлемое совпадение диаграмм «перемещение-нагрузка» между расчетной кривой и диаграммой, полученной в процессе испытаний. Результатом первого этапа расчета является определение зависимости значений модуля упругости от температуры испытаний для материала ФНкв на основе ЦТМЗ. Результат приводится в таблице 1.

Табл. 1. Модуль упругости ФНкв на основе ЦТМЗ

Температура, °C	Модуль упругости, МПа
20	9550
200	8000
300	6150
400	5800

В расчетной модели второй слой (ФНкв на основе ЦТМЗ) условно разделен на 4 участка: два участка со свойствами, полученными на первом этапе текущей работы, и два участка, имитирующие пришовную область. Непосредственно сам шов задается контактом, который «отключается» при достижении определенной величины напряжений в нем. Параметризация свойств материала в области шва, размеров пришовной области и величины напряжений в шве выполнялась аналогично первому этапу. Расчетная модель приведена на рисунке 10.

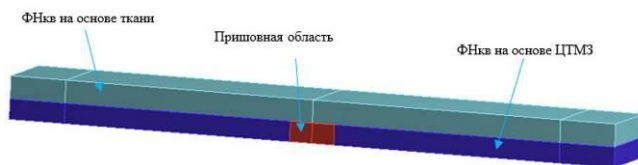


Рис. 10. Расчетная схема образца со швом

Результатом второго этапа расчета являются размер пришовной области и зависимости модуля упругости для материала ФНкв на основе ЦТМЗ в области шва и значения напряжений разрушения шва от температуры.

Табл. 2. Модуль упругости в пришовной области, напряжение разрушения шва

Температура, °C	Модуль упругости, МПа	Напряжение «разрушения», МПа
20	2750	17,5
200	2700	12
300	1500	5
400	1000	5

На третьем этапе выполнялся расчет НДС

носового обтекателя сверхзвукового ЛА от теплосилового воздействия. Силовая нагрузка – изгибающий момент 4 кН·м в сечении узла стыка с соседним отсеком, тепловая нагрузка – неравномерный прогрев элемента ЛА, соответствующий окончанию условного режима эксплуатации. Расчетная модель элемента ЛА представляет собой трехслойную конструкцию: внутренний слой из материала ФНкв на основе ткани ТС 8/3-К-ТО, средний и внешний слой из материала ФНкв на основе ЦТМЗ. Средний и внешний слой ЦТМЗ содержат по два шва и повернуты друг относительно друга на 90°. 1/4 расчетной модели приведена на рисунке 11.

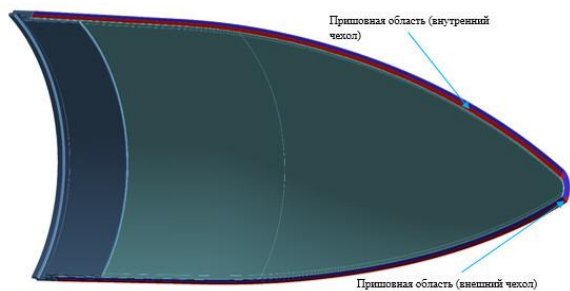


Рис. 11. 1/4 расчетной модели элемента ЛА

Расчет выполнялся для трех случаев: шов внешнего чехла в области максимального силового воздействия (случай 1), шов внешнего чехла в области минимального силового воздействия (случай 2), без учета наличия дефектов (случай 3).

В таблице 3 приведены максимальные расчетные напряжения для каждого из трех случаев.

Табл 3. Максимальные напряжения в элементе ЛА

	σ_{\max} , МПа (с учетом наличия дефектов)		σ_{\max} , МПа (без учета наличия дефектов)
	Случай 1	Случай 2	Случай 3
Внутренний слой	33,6	40,1	36,3
Внутренний чехол	11,1	7,4	
Внешний чехол	6,7	9,7	

Из таблицы 3 видно, что наличие дефектов типа швов в элементе ЛА из ПКМ не приводит к значительному изменению величины максимальных напряжений. При заданных нагрузках разрушение шва не происходит.

ПРОЧНОСТЬ МЕТАЛЛО-КОМПОЗИТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ РАЗРУШЕНИИ

Гришин В.И.*, Глебова М.А., Боровская Я.С., Гусева Н.В.

ЦАГИ им. Н.Е. Жуковского, г. Жуковский, Россия, *gvi0641@gmail.com

Аннотация: Модифицирован известный метод расчета прочности соединений, использующий метод конечных элементов в совокупности с экспериментально полученными диаграммами несущей способности смятия-обхода. Для описания диаграммы смятия-обхода по результатам изолированных экспериментальных либо расчетных значений разрушающих напряжений смятия и обхода предложена квадратичная аппроксимация промежуточных значений.

Ключевые слова: композит, металл, метод конечных элементов, напряжения смятия-обхода, критерий Нуизмера.

Взаимодействие нагрузок смятия с растягивающими либо сжимающими нагрузками обхода при разрушении впервые было выявлено экспериментально в работе [1] Гревсом и Найком. Ими была разработана экспериментальная установка с двумя каналами нагружения, позволяющая одновременно прикладывать к болтовому соединению по одному каналу нагрузку смятия болта, а по другому каналу – нагрузку растяжения либо сжатия углепластиковой квазиизотропной пластины с укладкой монослоев $[0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ]_{2S}$ нагрузками, обтекающими болт. Полученная Гревсом и Найком диаграмма «Смятие-обход» («bearing-bypass diagram») для данного соединения приводится на рис. 1.

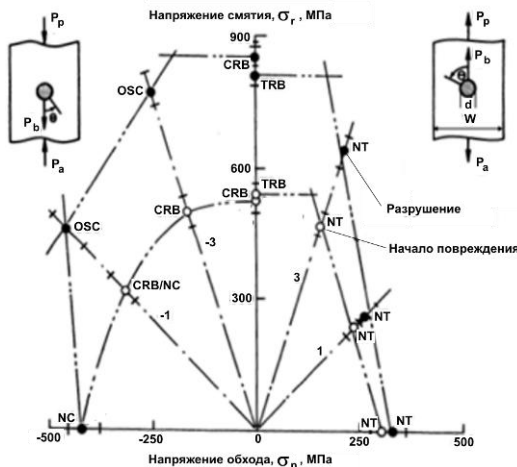


Рис. 1. Экспериментальная диаграмма смятия-обхода для углепластикового одноболтового соединения [1].

На рис. 1 введены следующие обозначения:

NT - повреждение в нетто-сечении при растяжении;

NC - повреждение в нетто-сечении при сжатии;

TRB - смятие при растяжении образца;

CRB - смятие при сжатии образца;

OSC - начало повреждения от сжатия сдвигом.

Напряжение смятия определяется по выражению:

$$\sigma_r = P_b / (td), \quad (1)$$

где t – толщина композиционного образца. d – диаметр болта.

Напряжение обхода определяется по выражению:

$$\sigma_p = P_b / (t(w-d)), \quad (2)$$

где w – ширина полосы соединения.

Сверление в композиционных образцах отверстий под болт осуществлялось высокоскоростными алмазными сверлами. Отверстия тщательно рассверливались вручную, чтобы получить зазор 0,076 мм со стальными болтами. Этот зазор, составляющий 1,2% от диаметра отверстия, типичен для авиационных соединений.

Эксперименты по получению диаграмм разрушающих напряжений смятия-обхода требуют значительных финансовых вложений, которые не под силу были даже европейским исследователям, отвечающим за развитие расчетно-экспериментальных методов определения прочности металло-композиционных соединений [2]. С другой стороны, имеется довольно много результатов изолированного определения разрушающих напряжений при смятии отверстий (S_{br}) и разрушающих напряжений пластин со свободным отверстием и с заполненным болтом отверстием, как при растяжении, так и при сжатии (S_{bp}).

Имея значения разрушающих напряжений смятия S_{br} и разрушающих напряжений обхода для композиционных накладок с отверстиями S_{bp} можно аппроксимировать диаграмму смятия-обхода квадратичной зависимостью:

$$\frac{\sigma_r^2}{S_{br}^2} + \frac{\sigma_p^2}{S_{bp}^2} = 1. \quad (3)$$

На рис. 2 приводится пример подобной аппроксимации диаграммы смятия-обхода, полученной Гревсом и Найком в работе [1] (см. рис. 1).

Как следует из рис. 2, кривые, полученные с помощью выражения (3), довольно хорошо аппроксимируют полигональную зависимость Гревса и Найка, так как почти везде их значения укладываются в разброс экспериментальных результатов авторов работы [1].

Поскольку между деформациями и напряжениями в композите вплоть до разрушения остается линейная зависимость, то полагаем, что также существует линейная зависимость между напряжениями смятия σ_r и напряжениями обхода σ_p , т.е.

$$\sigma_r = k\sigma_p, \quad (4)$$

где коэффициент k – постоянная величина. В этом случае разрушающее напряжение смятия σ_{br} опре-

делится точкой пересечения прямой (4) с диаграммой смятия-обхода (3) и равно:

$$\sigma_{br} = \frac{kS_{br}}{\sqrt{k^2 + \left(\frac{S_{br}}{S_{bp}}\right)^2}} \quad (5)$$

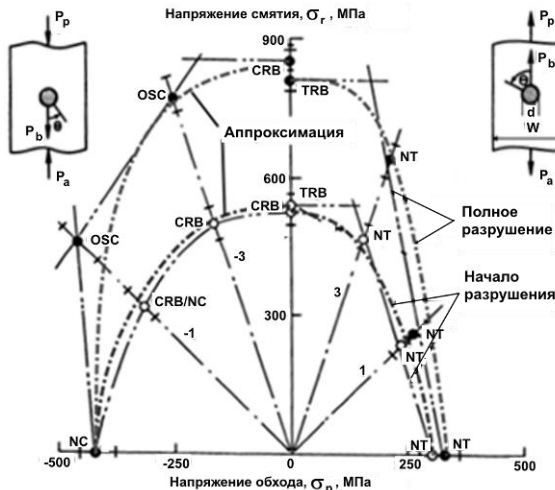


Рис.2. Аппроксимация диаграммы «смятия-обхода» для определения прочности соединений.

Таким образом, методика определения нагрузки, необходимой для разрушения многоболтового соединения, заключается в следующих шагах:

Экспериментальным или расчетным путем определяются предельные значения напряжений смятия S_{br} и напряжений обхода S_{bp} . В частности, для определения S_{bp} можно применить широко известный точечный метод Нуизмера [3].

По известным значениям S_{br} и S_{bp} и выражению (3) строится диаграмма смятия-обхода.

С помощью двумерного либо трехмерного МКЭ моделирования проводится расчет многоболтового соединения с определением усилий среза и значений напряжений обхода в районе каждого болта.

По выражениям (1) и (2) определяются в каждом отверстии под болт напряжения смятия и обхода до уровня, когда какая-либо из этих кривых (4) пересечется с построенной диаграммой смятия-обхода. Точка пересечения кривых (3) и (4) по выражению (5) определяет разрушающие напряжения σ_{br} .

Рассмотрим применение приведенной методики на примере расчета прочности серии двух-, трех- и четырехрядных металло-композиционных соединений, схема одного из которых показана на рис. 3. Углепластиковые накладки крепились к центральному дюралевым либо стальным пластинам болтами с пределом прочности на сдвиг $t\sim 600$ МПа, затянутыми до осевого напряжения $\sigma\sim 150$ МПа.

Расчётная оценка осредненных механических свойств (МПа) материала углепластиковых пластин выполнена по методике, изложенной в работе [4]. Ось X направлена вдоль, а ось Y – поперёк образца.



Рис. 3. Схема металло-композиционного двухрядного образца.

В экспериментальной программе использовалось пять типов образцов: от однорядных до четырехрядных по три штуки каждого типа образцов. Испытания проводились на сервогидравлической машине LFV 200/160. Машина снабжена гидравлическими захватами, позволяющими регулировать степень зажатия образца; датчиком перемещения и экстензометром типа MFA-25, с помощью которого и было проведено измерение деформаций на испытываемых образцах. Разрушение многоболтовых образцов происходило в результате разрыва углепластиковых накладок под углом $\pm 45^\circ$ от отверстия первого, считая от зоны стыка металлических пластин, наиболее нагруженного болта.

Образцы, испытываемые на смятие, представляли собой пластину из композиционного материала с наклеенными в середине образца накладками из алюминиевого сплава. Предел прочности от смятия при разрушении трех образцов составил 854 МПа.

Для расчета прочности композиционных накладок в соединениях воспользуемся критерием Нуизмера, согласно которому разрушение образца с отверстием наступает тогда, когда на некотором (характеристическом) расстоянии d_0 [2] от контура отверстия напряжение достигнет величины предела прочности материала (σ_{bx}^+). Величина параметра d_0 зависит от материала образца и его геометрической формы. Физически это означает, что из-за высокой концентрации напряжений на контуре отверстия на расстоянии d_0 происходит разрыхление (растрескивание) композита. При этом разрушающее напряжение определяется выражением:

$$\sigma_p = \sigma_b / K_d,$$

где в качестве предельных напряжений σ_b следует брать напряжения σ_{bx}^+ композиционных накладок, а K_d – коэффициент концентрации напряжений в точке, расположенной на расстоянии d_0 от контура отверстий. Величина характеристического размера определяется либо экспериментально, либо для ее определения предлагаются различные аналитические аппроксимации. Для вычисления d_0 в работе [5] предложена следующая формула:

$$d_0 = \sqrt{\frac{d}{6} \cdot \frac{E_{+X}}{E_{+Y}}},$$

где d – диаметр болта.

Для определения предельного напряжения обхода S_{bp} образцов в работе [6] проведено моделиро-

вание контактной задачи о растяжения композиционной пластины с отверстием, в которое вставлена стальная шайба, моделирующая болт. Моделирование выполнено с применением вычислительного пакета Abaqus [7].

Для расчета распределения усилий по болтам соединений в работе [5] проведено 3D-моделирование контактного взаимодействия между композиционными накладками и металлическими болтами.

В табл. 1 приводится сравнение разрушающих сил P , полученных расчетом, с экспериментальными данными для всех рассматриваемых образцов.

Табл. 1. Экспериментальные и расчетные разрушающие силы.

Номер образца	Эксперимент, Н	Расчет, Н	%
1	80103	75630	5,6
2	67470	48706	27,8
3	73050	59490	18,6
4	69808	54478	22,0
Средняя ошибка		18,50 %	

Как следует из табл. 1 величина средней ошибки отличий расчета от эксперимента, составляет 18,5%.

Отметим, что приведенный в работе [2] расчет трехболтового композиционного соединения с использованием диаграмм смятия-обхода Гревса и Найка при сравнении с экспериментом показал отличие в 17,8%. Положительным моментом расчета является тот факт, что его результаты всегда меньше экспериментальных значений, т.е. идут в запас

прочности.

Таким образом предложенная квадратичная аппроксимация построения диаграмм смятия-обхода по результатам изолированных экспериментальных либо расчетных данных по разрушающим напряжениям смятия и обхода позволяет отказаться от использования многоканальных экспериментальных установок при построении диаграмм смятия-обхода, а, следовательно, значительно сэкономить время и средства при оценке прочности металл-композиционных соединений.

1. J.H.Jr. Crews, R.A. Naik. Bearing-bypass loading on bolted composite joints. National Aeronautics and Space Administration 1987 NASATM 89153.
2. C.T. McCarthy, M.A. McCarthy, M.D. Gilchrist. Predicting Failure in Multi-Bolt Composite Joints Using Finite Element Analysis and Bearing-Bypass Diagrams. Key Engineering Materials, 2005-09-15, p. 591-598.
3. J.M. Whitney, R.J. Nuismer. Stress fracture criteria for laminated composites containing stress concentrations // J. Compos. Mater. — 1974. — Vol. 8. — P.253–265
4. О.С. Сироткин, В.И. Гришин, В.Б. Литвинов. Проектирование, расчет и технология соединений авиационной техники. М., Машиностроение, 2006, 330 с.
5. Я.С. Боровская, Глебова М.А., В.И. Гришин, Гусева Н.В. Оценка прочности металл - композитных соединений с применением критерия Нуизмера. М. Ученые Записки ЦАГИ, №2, том XLIX, 2018, стр. 84-92.
6. В.И. Гришин, М.А. Глебова, Я.С. Боровская, Н.В. Гусева. Оценка прочности многоболтовых металл-композитных соединений при совместном действии напряжений смятия и обхода. «Механика композиционных материалов и конструкций», ИПРИМ РАН, 2018, том 24, №2, с. 266-280.
7. Abaqus Analysis User's Manual. Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2016

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ И КОНСТРУКЦИЙ, ОСНОВАННЫЕ НА ПРИНЦИПЕ МНОЖЕСТВЕННОСТИ МОДЕЛЕЙ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ В ВАРИАЦИОННЫХ ПОСТАНОВКАХ

Гусев Е.Л.^{1,2}

¹ИПНГ СО РАН, Якутск, Россия; *elgusev@mail.ru.

²СВФУ, Якутск, Россия

Аннотация: Сформулирован принцип множественности моделей прогнозирования, который был положен в основу разрабатываемого подхода к прогнозированию остаточного ресурса, долговечности композитов. Введено понятие оптимальных моделей прогнозирования оптимальной сложности. Разработаны методы решения обратных задач прогнозирования остаточного ресурса, долговечности в уточненной вариационной постановке на основе принципа множественности моделей прогнозирования, позволяющих на многопараметрическом семействе моделей построить модель оптимальной сложности.

Ключевые слова: композиционные материалы, многопараметрические модели прогнозирования, остаточный ресурс, долгосрочное прогнозирование, экстремальные климатические факторы, принцип множественности моделей прогнозирования, модель прогнозирования оптимальной сложности.

Введение

В последние годы все возрастающее внимание уделяется проблеме разработки эффективных высокоточных методов прогнозирования остаточного ресурса, надежности, долговечности полимерных, композиционных материалов и конструкций из них, являющихся неотъемлемой частью современной техники в таких областях, определяющих научно-технический прогресс, как авиа-, и космическая техника, судостроение, нефтяная и газовая промышленность и др. [1-9].

Как, правило, решение задач прогнозирования ресурса, долговечности сложнопостроенных композитов, осуществляется в упрощенных постановках в рамках прямых задач прогнозирования, т.е. с проведением расчетов на основе известных с точностью до параметров моделей долговечности. В рамках решаемых в настоящее время упрощенных постановок не удается обосновать корректность получаемых прогнозируемых решений, которые могут существенно отличаться от реальных зависимостей.

Предельно-допустимая точность прогноза (ПДТП).

Центральное место при формулировке обратных задач прогнозирования занимает введение в постановку задачи прогнозирования предельно-допустимой точности прогноза (ПДТП) γ_R^{\max} .

Определение. Под предельно-допустимой точностью прогноза (ПДТП) γ_R^{\max} будем понимать предельно-допустимое отклонение прогнозируемой зависимости $\tilde{R}(t)$ определяющего свойства R от реальной зависимости $R^*(t)$ на прогнозируемом отрезке времени $[T_{\min}, T_{\max}]$. В соответствии с введенным оп-

ределением ПДТП γ_R^{\max} удовлетворяет условию

$$\max_{T_{\min} \leq t \leq T_{\max}} \left| \tilde{R}(t) - R^*(t) \right| \leq \gamma_R^{\max}. \quad (1)$$

Разрабатываемый подход к решению задач прогнозирования связан с уточнением существующих постановок задач прогнозирования и развивается в рамках обратных задач прогнозирования, в которых в постановку задач прогнозирования включена оценка точности прогнозируемых решений. В рамках разрабатываемого подхода в рамках обратных задач прогнозирования с включением в постановку задачи прогнозирования оценки точности прогноза, могут быть разработаны научно обоснованные прогнозируемые решения в пределах требуемой точности прогноза.

Многопараметрические модели прогнозирования, описывающие воздействие нескольких факторов различной физической природы на композиционные материалы и конструкции

Разработаны многопараметрические модели, описывающих воздействие нескольких факторов различной физической природы на композиционные материалы и конструкции. В общем случае на полимерные, композиционные материалы, композиционные конструкции могут воздействовать в различных комбинациях одновременно несколько различных факторов, связанных с процессами упрочнения, воздействием солнечной радиации, влагонасыщением, воздействием ультрафиолетового излучения, воздействием экстремальных климатических факторов, воздействием эксплуатационных нагрузок как циклического, так и нециклического характера и т.п. Каждый из этих факторов оказывает самостоятельное воздействие на степень по-

врежденности полимерного, компози- ционного ма- териала, композиционной конструкции.

Обозначим определяющее свойство материала через R (остаточный ресурс долговечность надеж- ность и т.п.), а его первоначальное значение через R_0 . Будем предполагать, что воздействие каждого из факторов приводит к независимому суммированию повреждений материала, полученных от воздействия других факторов. Обозначим общее число факторов воздействующих на материал, и приводящих к его повреждению и преждевременному старению через p . Будем также считать, что модели, описывающие воздействие каждого из факторов на определяющее свойство R , известны с точностью до ряда парамет- ров. Обозначим через

$F_j(u_{j,1}, u_{j,2}, \dots, u_{j,l_j}; t)$, ($j = 1, 2, \dots, p$) модель, описывающую воздействие j -го фактора на опреде- ляющее свойство материала, $u_{j,1}, u_{j,2}, \dots, u_{j,l_j}$ - система неопределенных параметров модели, l_j – число неопределенных параметров модели.

Тогда в предположении, что различные физи- ческие факторы оказывают на материал или кон- струкцию воздействие, независимое от воз- действия других факторов, и изменения, вызванные в материале или конструкции различными фак- торами суммируются, то можно принять что модель, описывающая одновременное воздействие несколь- ких факторов на материал или конструкцию имеет аддитивный характер и м.б. представлена в виде:

$$R = R_0 + \sum_{j=1}^p F_j(u_{j,1}, u_{j,2}, \dots, u_{j,l_j}; t). \quad (2)$$

Каждая из функций F_j описывающая воздействие j -го фактора на сложнопостроенный композит, может быть представлена в виде разложения в ряд по некоторой системе базисных функций

$\psi_{kj}(\beta_{kj}; t)$, ($k = 1, 2, 3, \dots$), которые в наиболее пол- ной мере характеризуют особенности процесса уве- личения поврежденности материала при воздей- ствии экстремальных факторов внешней среды.

$$F_j = \sum_{k=1}^{\infty} \alpha_{kj}(u_{j,1}, \dots, u_{j,l_j}) \psi_{kj}[\beta_{kj}(u_{j,1}, \dots, u_{j,l_j}); t], \quad (3)$$

$(j = 1, 2, \dots, p).$

В этих обозначениях: $\alpha_{kj}(u_{j,1}, \dots, u_{j,l_j})$,

$\beta_{kj}(u_{j,1}, \dots, u_{j,l_j})$, ($j = 1, 2, \dots, p$; $k = 1, 2, \dots$) неопреде- ленные параметры модели, описывающие воздейст- вие j -го фактора.

Принцип множественности моделей прогнози- рования

Сформулирован принцип множественности моде- лей прогнозирования, который был положен в основу разработки оптимальных моделей прогнозирования оптимальной сложности. В соответствии с сформу- лированным принципом множественности моделей прогнозирования, моделью, наиболее адекватной реальной прогнозируемой временной зависимости определяющего свойства сложнопостроенного ком- позита $R^*(t)$, является модель оптимальной сложнос- ти.

Определение. Под моделью оптимальной сложности будем понимать модель, содержащую оптимальное число слагаемых, которая позволяет решать задачу прогнозирования с требуемой точностью.

Сформулирована экстремальная задача, из решения которой может быть определена модель оптимальной сложности. Данная экстремальная за- дача может быть представлена в форме

$$J\left(R_n^*\left(u^{n*}; t\right)\right) = \min_{\left\{R_n(u^n; t)\right\}_{1 \leq n < \infty}} J\left(R_n(u^n; t)\right). \quad (6)$$

В этих обозначениях: u^n - вектор параметров мо- дели прогнозирования параметрического семейства, соответствующей значению параметра n :

$u^n = (u_1^n, u_2^n, \dots, u_n^n)$; $J\left(R_n(u^n; t)\right)$ - оценка

степени отклонения данной модели $R_n(u^n; t)$,

многопараметрического семейства, соответствую- щего значению параметра n ($1 \leq n < \infty$), от реаль- ной временной зависимости определяющего свой-

ства $R^*(t)$; $R_n^*(u^{n*}; t)$ - модель прогнозирования

многопараметрического семейства оптимальной

сложности; $(u^{n*})^*$ - вектор параметров модели

прогнозирования оптимальной сложности, соот- ветствующей оптимальному числу параметров, равному n^* .

Разработаны методы решения обратных задач прогнозирования в уточненной постановке на ос- нове принципа множественности моделей прогно- зирования, позволяющих на многопараметрическом семействе моделей построить модель оптимальной сложности. Показано, что применение принципа множественности моделей прогнозирования и мно- гопараметрических моделей оптимальной сложнос- ти, в рамках уточненных вариационных постано- вок обратных задач прогнозирования остаточного ресурса, долговечности позволяет значительно увеличить точность решения задач прогноза.

Выводы

Исследованы вопросы разработки эффективных, уточненных методов прогнозирования ресурса, прочности, надежности, долговечности конструкций из полимерных, композиционных материалов, осно-

ванных на современных достижениях в области математического и компьютерного моделирования.

Разработаны многопараметрические модели, описывающие воздействие нескольких дестабилизирующих факторов различной физической природы на композиционные материалы и конструкции. В рамках разработанных многопараметрических моделей можно решать задачи прогнозирования остаточного ресурса, долговечности как при воздействии неопределенного числа экстремальных факторов, так и задачи прогнозирования при воздействии строго определенных заранее известных факторов, например, при воздействии факторов, связанных с климатическим воздействием и с процессами упрочнения.

Сформулирован принцип множественности моделей прогнозирования, который был положен в основу разрабатываемого подхода. Введено понятие оптимальных моделей прогнозирования оптимальной сложности. В соответствии с сформулированным принципом множественности моделей прогнозирования, моделью, наиболее адекватной реальной прогнозируемой временной зависимости определяющего свойства сложнопостроенного композита $R^*(t)$, является модель оптимальной сложности. В рамках сформулированного принципа множественности моделей прогнозирования разработка эффективных методов построения моделей оптимальной сложности, соответствующих оптимальному числу параметров модели $n^*(1 \leq n^* < \infty)$, позволяет существенно повысить точность прогноза по сравнению с применением моделей прогнозирования с фиксированным числом параметров.

Разработаны методы решения обратных задач прогнозирования в уточненной вариационной постановке на основе принципа множественности моделей прогнозирования, позволяющих на многопараметрическом семействе моделей построить модель оптимальной сложности.

Разработанные универсальные модели прогнозирования остаточного ресурса, долговечности при одновременном воздействии нескольких дестабилизирующих физических факторов, разработанные методы решения обратных задач прогнозирования в уточненной постановке на основе принципа множественности моделей прогнозирования могут быть применены для решения широкого круга практических задач прогнозирования остаточного ресурса, долговечности, прочности сложнопостроенных композитов в уточненных постановках в рамках обратных задач прогнозирования в таких современных областях как авиа-, и космическая техника, нефтяная и газовая промышленность, судостроение и т.п.

Список литературы

1. Болотин В. В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. М.: Наука, 1984.
2. Уржумцев Ю.С. Прогнозирование длительного сопротивления полимерных материалов - М. : Наука, 1982. - 222 с.

3. Уржумцев Ю.С., Майборода В.П. Технические средства и методы определения прочностных характеристик конструкций из полимеров. - М. : Машиностроение, 1984. - 169 с.

4. Уржумцев Ю. С. , Максимов Р.Д. Прогностика деформативности полимерных материалов. ИМП АН ЛатвССР. - Рига : Зинатне, 1975. - 416 с.

5. Булманис В.Н., Старцев О.В. Прогнозирование изменения прочности полимерных волоконистых композитов в результате климатического воздействия. Препринт, - Якутск, 1988. - 32 с.

6. Gusev E.L. Using parallel procedures for the searching of the extremum for the decision of the inverse problems prediction of the defining characteristics of the composite materials// Material Physics and Mechanics , 2016, v.26, N 1 , p. 70-72.

7. Гусев Е.Л. Релаксационные методы в прогнозировании определяющих характеристик при воздействии экстремальных факторов внешней среды// Международный журнал Международного союза ученых «Наука. Технологии. Производство», 2015, №8, с. 4-7.

8. Гусев Е.Л. Методы, связанные с выделением перспективных направлений поиска для решения обратных задач прогнозирования определяющих характеристик полимерных композитов при воздействии экстремальных климатических факторов внешней среды и эксплуатационных нагрузок//Сб. трудов Всероссийской научной конференции с международным участием «Механика композиционных материалов и конструкций, сложных и гетерогенных сред», М., ИПРИМ РАН, 2015, с. 518-520 .

9. Гусев Е.Л., Бабенко Ф.И. Методы поиска экстремума с оптимальным выбором параметров для решения задач восстановления параметров моделей прогнозирования определяющих характеристик полимерных композитов//Сб. трудов «Материалы для технических устройств и конструкций, применяемых в Арктике», М., ВИАМ, 2015, с. 132-141.

10. Гусев Е.Л. Задачи уточнения моделей прогнозирования определяющих характеристик композиционных конструкций и методы их решения//Межд. журнал Евразийского Союза ученых (ЕСУ), 2017, т. 34, № 1 , с. 73-77.

11. Гусев Е.Л. Уточненные постановки задач прогнозирования определяющих характеристик композиционных материалов и конструкций при воздействии экстремальных факторов внешней среды//Материалы XX Юбилейной Межд. конф. по Вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСППС2017), Москва, МАИ-ПРИНТ, 2017, с. 222-224.

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СТРИНГЕРНЫХ ПАНЕЛЕЙ ИЗ ПКМ

Дударьков Ю.И.¹, Левченко Е.А.¹, Лимонин М.В.^{1,*}, Шевченко А.В.¹

¹ФГУП «ЦАГИ», Жуковский, Россия; * mikhail.limonin@tsagi.ru

Аннотация: В работе представлены результаты расчетного анализа прочности и несущей способности композитных панелей, предназначенных для испытаний на сжатие и сдвиг. Расчетные исследования проводились с использованием метода конечных элементов (МКЭ). Дана оценка влияния граничных условий, реализуемых в эксперименте, на величину разрушающей нагрузки. Приведены результаты расчетов прочности интерфейса «обшивка-стрингер» при закритическом деформировании панелей.

Ключевые слова: композитная панель, расчетная модель, статические испытания, устойчивость, критерий прочности, несущая способность.

В настоящее время в процессе проектирования и отработки прочности конструкции летательного аппарата (ЛА) широко используется многоуровневый расчетно-экспериментальный подход. Одним из этапов такого подхода является этап экспериментальных исследований несущей способности панелей силового каркаса ЛА. На этом этапе подтверждается правильность выбранных конструктивных решений, и формируются критерии прочности, которые в дальнейшем будут использоваться для расчетной оценки несущей способности конструкции. Как правило, эксперименты проводятся на простые однокомпонентные виды нагружения (растяжение, сжатие, сдвиг). Виртуальное моделирование эксперимента открывает возможность выполнять оценку несущей способности панелей при их комбинированном нагружении, опираясь на результаты валидации расчетной модели на простые виды нагружения и корректно перенести экспериментальные данные на реальные условия работы панели в составе всей конструкции ЛА. Применение современных расчетных технологий для виртуального моделирования дает возможность адекватно воспроизводить условия натурального эксперимента, включая в расчетную модель не только сам объект испытаний, но и необходимые элементы нагружающего устройства.

Характерной особенностью подкрепленных стрингерных панелей является их тонкостенность и возможность местной потери устойчивости обшивки до достижения разрушающей нагрузки. Это предопределяет необходимость использования нелинейных методов расчета для моделирования закритического деформирования панели и оценки ее несущей способности [1-3]. В рамках данной работы приведены некоторые результаты виртуального моделирования экспериментов по испытаниям на сжатие и сдвиг панелей из полимерных композиционных материалов (ПКМ) с анализом их несущей способности. Дана оценка влияния граничных условий, реализуемых в эксперименте, на величину разрушающей нагрузки. Выполнены расчетные исследования прочности интерфейса «обшивка-стрингер» при закритическом деформировании панели. Расчеты проводились на основе МКЭ, реализованного в программном комплексе

NASRTRAN, при анализе использовалась как бифуркационная (линейная), так и нелинейная постановка задачи. На рис. 1 представлены расчетные КЭ модели экспериментальных панелей. Геометрические размеры моделей полностью соответствовали реальным размерам образцов.

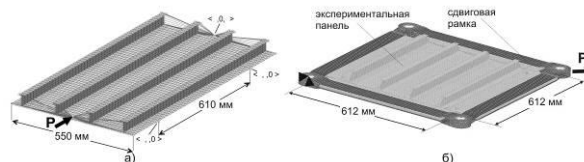


Рис. 1. Расчетные модели экспериментальных панелей (а – для испытаний на сжатие, б – для испытаний на сдвиг)

Панель для испытаний на сжатие (рис. 1 а) представляла собой обшивку толщиной 2,71 мм, подкрепленную четырьмя стрингерами Т-образной формы толщиной 2,75 мм и высотой 45 мм, шаг стрингеров – 153 мм. Типовой пакет обшивки содержал 20 монослоев, а стрингера – 22 монослоя однонаправленного и тканого типов. Граничные условия для модели формировались следующим образом – в местах расположения нервюр панель закреплялась от перемещений из ее плоскости, ненагруженные кромки панели считались свободными. Сжимающая нагрузка (Р) прикладывалась к торцам панели и распределялась между стрингерами и обшивкой таким образом, чтобы обеспечить центральное приложение усилия и избежать первоначального изгиба панели. Наличие торцевых пролетов размером 170 мм обеспечивало реализацию в целевой зоне панели (пролет между нервюрами - 610 мм) граничных условий близких к шарнирному опиранию.

Задача решалась в нелинейной постановке методом Ньютона-Рафсона, с использованием последовательно связанных случаев нагружения. Для контроля процесса решения задачи и определения разрушающей нагрузки анализировались отклики конструкции на прикладываемую нагрузку. На рис. 2 показана зависимость величины сближения торцов панели от приложенной сжимающей нагрузки.

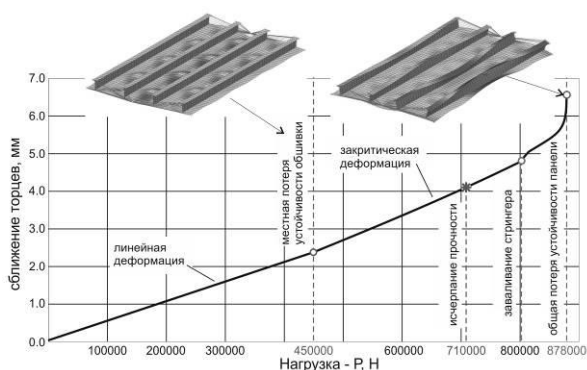


Рис. 2. Зависимость величины сближения торцов панели от приложенной сжимающей нагрузки

Результаты расчетов панели нагруженной сжатием, показали, что местная потеря устойчивости обшивки соответствует нагрузке $P=450$ кН. Дальнейшее увеличение нагрузки приводило к росту прогибов в обшивке и заваливанию стрингеров из плоскости. При нагрузке $P=878$ кН панель резко теряла свою жесткость, что соответствовало исчерпанию ее несущей способности. Анализ процесса за критическую деформацию конструкции позволил определить уровень разрушающих напряжений для композиционных пакетов. Исчерпание прочности композита по критерию Цая-Хилла [4] происходило до выхода на нагрузку общей потери устойчивости панели при $P=710$ кН.

Механические и прочностные характеристики панелей на сдвиг, как правило, определяются испытаниями в специальной экспериментальной установке, представляющей собой сдвиговую рамку (шарнирный четырехзвенник) с установленным в ней образцом. При нагружении к рамке по одной из ее диагоналей прикладывается растягивающее усилие P (см. рис. 1 б). При этом в образце реализуется напряженно-деформированное состояние, близкое к чистому сдвигу [2, 5].

Параметры сдвиговой панели были аналогичны панели для испытаний на сжатие. В целях сравнительного анализа по влиянию условий эксперимента на получаемые результаты, были рассмотрены два случая реализации граничных условий. В первом случае, для модели со сдвиговой рамкой, реализовывались естественные граничные условия, определяемые условиями закрепления панели в рамке. Во втором случае, для модели без окантовывающей рамки, граничные условия соответствовали шарнирному опиранию по кромкам целевой зоны размером 612×612 мм, что более соответствовало реальной работе панели в составе конструкции. Прямолинейность кромок панели обеспечивалась введением в расчетную модель дополнительных кинематических зависимостей. Нагружение панели выполнялось погонными сдвигающими нагрузками, приложенными к обшивке по кромкам панели.

На рис. 3 приведены первые формы потери устойчивости панели в сдвиговой рамке (а) и при шарнирном опирании (б), полученные по результа-

там линейных (бифуркационных) расчетов. Видно, что происходит местная потеря устойчивости обшивки панели по двум косым полуволнам. При этом критическое усилие местной потери устойчивости шарнирно опертой панели составляло $N_{xy}=320$ Н/мм, а в сдвиговой рамке - $N_{xy}=340$ Н/мм, т.е. влияние условий эксперимента в данном случае было порядка 6 % в сторону увеличения критического усилия.

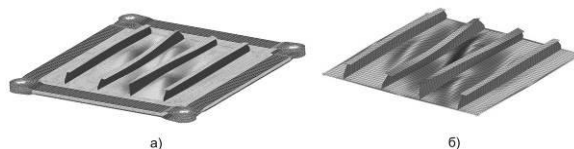


Рис. 3. Формы местной потери устойчивости обшивки при сдвиге (а - панель в сдвиговой рамке, б - шарнирно опертая панель)

Анализ откликов конструкции при нелинейном решении показал следующие результаты: для панели без рамки общая потеря устойчивости происходила при нагрузке $N_{xy}=768$ Н/мм, а для панели в сдвиговой рамке при $N_{xy}=1120$ Н/мм. Поскольку полученные результаты отличаются более чем 1,5 раза, есть основания полагать, что условия нагружения панели в сдвиговой рамке могут приводить к существенному увеличению ее критических нагрузок общей потери устойчивости. Для модели без рамки граничные условия были близки к шарнирному опиранию, а жесткая сдвиговая рамка реализует условия, более близкие к упругой заделке. Этот факт практически весьма важен для панелей, несущая способность которых определяется общей потерей устойчивости, а не условиями прочности. В нашем случае разрушение композита по критерию Цая-Хилла происходило при $N_{xy}=420$ Н/мм в сдвиговой рамке и при $N_{xy}=440$ Н/мм без нее, что существенно ниже критических усилий общей потери устойчивости. Следует также отметить, что разрушение панелей, как в случае сжатия, так и сдвига происходит в за критической стадии их деформирования. В случае решения линейной задачи, без учета местной потери устойчивости обшивки, величины разрушающей нагрузки будут существенно выше. Следовательно, оценка прочности панелей по результатам линейного анализа может приводить к существенному завышению их несущей способности.

Как было показано выше, рассмотренные панели продолжали нести возрастающую нагрузку в значительной области их за критического деформирования. Местная потеря устойчивости обшивки приводит к изменению НДС от мембранного напряженного состояния к изгибно-мембранному. Это приводит к тому, что в области интерфейса (зона сопряжения стрингера и обшивки) появляются изгибающие моменты и нормальные к плоскости обшивки напряжения. Стрингеры панели препятствуют нарастанию деформаций из плоскости, в результате чего возникают нормальные (расслаивающие) усилия между стрингером и обшивкой,

величина которых зависят от степени развития закритического состояния обшивки. В этой ситуации возникают условия возможного отслоения стрингера от обшивки в случае разрушения интерфейса. С целью определения возможности отслоения стрингера при закритическом деформировании панели были проведены соответствующие расчетные исследования. Исследования проводились в программном комплексе MARC, позволяющем учитывать эффект прогрессирующего разрушения интерфейса при заданных характеристиках его прочности. Для расчета использовались КЭ модели экспериментальных панелей для испытания на сдвиг и сжатие, особенностью которых являлось моделирование соединения стрингера и обшивки через контактное взаимодействие, с заданными характеристиками прочности и жесткости интерфейса. Такой подход к решению поставленной задачи позволил оценивать действующие напряжения в интерфейсе, и при превышении предела прочности соединения, моделировать процесс отслоения стрингера от обшивки. В качестве критерия прочности интерфейса использовался критерий Хашина-Ротема [6].

Полученные результаты расчетного анализа продемонстрированы на примере панели в сдвиговой рамке. Расчет показал, что при нагрузке $N_{xy}=450$ Н/мм начинается процесс локального разрушения интерфейса. Дальнейшее развитие зон разрушения интерфейса при увеличении нагрузки показано на рис. 4.

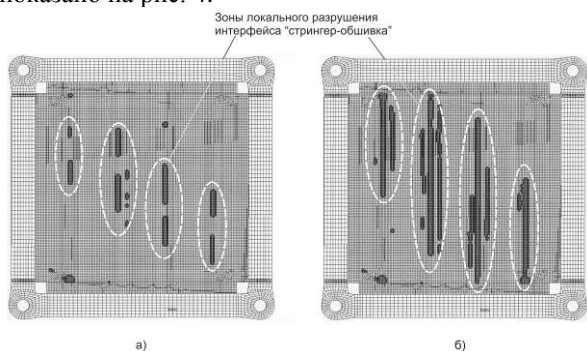


Рис. 4 Распределение зон локальных разрушений интерфейса (при нагрузках: а - $N_{xy}=470$ Н/мм, б - $N_{xy}=500$ Н/мм)

Ранее было показано, что несущая способность

панели при сдвиге определяется прочностью обшивки при нагрузке разрушения $N_{xy}=420$ Н/мм. Таким образом, проведенный анализ говорит о том, что при сдвиге отслоения стрингера от обшивки не ожидается вплоть до момента разрушения панели.

В целом выполненный цикл расчетных исследований несущей способности экспериментальных композитных панелей для испытаний на сжатие и сдвиг показал, что их несущая способность определяется разрушением композита по условиям прочности, а не по условиям общей потери устойчивости. Это связано с высоким уровнем закритического деформирования обшивки после ее потери устойчивости. В отличие от металлических панелей, материал которых имеет зону пластического течения, в композиционных конструкциях развитие моментного напряженного состояния после потери устойчивости обшивки достаточно быстро приводит к исчерпанию ее несущей способности.

В дальнейшем результаты расчетного анализа были подтверждены экспериментальными данными, полученными при статических испытаниях панелей до разрушающих нагрузок. Расчетные критические нагрузки местной потери устойчивости обшивки и нагрузки разрушения панелей отличалась от экспериментально полученных менее чем на 5 %.

1. Дударьков Ю.И., Лимонин М.В. Применение метода конечных элементов к расчету несущей способности стрингерных панелей. Полет. 2012. №9. - С. 36-43.
2. Дударьков Ю.И., Лимонин М.В., Наумов С.М., Осипян Е.Э. Виртуальное моделирование эксперимента при статических испытаниях силовых панелей конструкции планера летательного аппарата. Исследования Научограда. 2015. №1(11). - С. 32-39.
3. Дударьков Ю.И., Лимонин М.В., Наумов С.М. Расчетно-экспериментальные исследования закритического деформирования пластин с использованием нелинейного МКЭ. Труды ЦАГИ. Вып. 2698. - 2011. С. 70-81.
4. Tsai S.W. Strength Theories of Filamentary Structures., Fundamental Aspects of Fiber reinforced Plastic Composites, Wiley Interscience. New York. R.T. Schwartz and H. S. Schwartz. Eds. 1968. pp. 3-11.
5. Гришин В.И., Дзюба А.С., Дударьков Ю.И. Прочность и устойчивость элементов и соединений авиационных конструкций из композитов. М. ФИЗМАТЛИТ. 2013. 272 с.
6. Hashin Z., Rotem A. A Fatigue Failure Criterion for Fiber Reinforced Materials. Journal of Composite Materials. 1973. №7, P. 448-464.

КОЛЕБАНИЯ ЗАКРУЧЕННОГО МНОГОСЛОЙНОГО СТЕРЖНЯ НЕСИММЕТРИЧНОГО ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ

Дудченко А.А.¹, Нурымбетов А.У.^{2*}

¹ ФГБОУ ВПО Московский авиационный институт (НИУ), Москва, Россия, a_dudchenko@mail.ru;

² Таразский государственный университет им. М.Х. Дулати, Тараз, Казахстан, alibek_55@mail.ru

Аннотация: Рассматриваются поперечные свободные колебания многослойного стержня произвольного сечения изготовленного из композиционного материала. Для закрученных анизотропных стержней, большую роль играет вращение вокруг оси перпендикулярной оси стержня z . Ось x ориентирована параллельно оси вращения, ось z вдоль радиуса относительно оси вращения, а начало системы координат расположено на расстоянии R по длине этого радиуса. Стержень вместе с системами координат ξ, η, z вращается с постоянной угловой скоростью Ω . Используется теория слоистых армированных сред, который при расчете элементов конструкций из композиционного материала позволяет получить удовлетворительное совпадение с опытными данными. В качестве примера исследуется свободное колебание композиционного стержня в поле центробежных сил.

Ключевые слова: композиционные материалы, стержень, колебания, частота.

Уравнения равновесия (3) [1] после подстановки в нее нагрузки от центробежных сил имеет вид (18) [1]

$$\begin{pmatrix} k_{11}k_{12}k_{13}k_{14} \\ k_{12}k_{22}k_{23}k_{24} \\ k_{13}k_{23}k_{33}k_{34} \\ k_{14}k_{24}k_{34}k_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \omega' \\ -v'' \\ v'' \\ \theta' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_1 \\ R_2 \\ R_3 \\ R_4 \end{pmatrix}, \quad (1)$$

где

$$R_1 = -\rho F \ddot{\omega} - \rho \Omega^2 \omega F, \quad R_2 = -\rho F(\ddot{v} - \ddot{\theta} \psi_\sigma) - \rho \Omega^2 I_\psi v'_1 + P_\zeta v',$$

$$R_3 = -\rho F(\ddot{v} + \ddot{\theta} \zeta_\sigma) + \rho \Omega^2 F v - P_\zeta v',$$

$$R_4 = -\rho \ddot{\theta} I_\pi - \rho F(\ddot{v} \zeta_\sigma - \ddot{v} \zeta_\sigma) - \rho \Omega^2 \theta (I_\psi - I_\zeta) - \theta' P_0$$

$$P_0 = \Omega^2 \int_z \rho (R + z)(I_y + I_x) dz, \quad u_1 - \text{перемещения изгиба}$$

относительно оси x [2]. Если не учитывать в системе координат ξ, η, ζ перемещения изгиба u_1 , то из (1) с учетом (5)-(8) [1] получим систему уравнений

$$\begin{pmatrix} (k'_{11} - \omega^2) & k'_{12} & k'_{13} & k'_{14} \\ k'_{21} & (k'_{22} - \omega^2) & k'_{23} & k'_{24} \\ k'_{31} & k'_{32} & (k'_{33} - \omega^2) & k'_{34} \\ k'_{41} & k'_{42} & k'_{43} & (k'_{44} - \omega^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{w} \\ \tilde{u} \\ \tilde{v} \\ \tilde{\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Выбором начало координат в центре тяжести сечения и главных направлений осей координат ξ, η система уравнений (2) приводится к виду (20) [1]:

$$\begin{pmatrix} (k'_{11} - \omega^2) & 0 & 0 & k'_{14} \\ 0 & (k'_{22} - \omega^2) & 0 & k'_{24} \\ 0 & 0 & (k'_{33} - \omega^2) & k'_{34} \\ k'_{41} & k'_{42} & k'_{43} & (k'_{44} - \omega^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{w} \\ \tilde{u} \\ \tilde{v} \\ \tilde{\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (3)$$

где ω - собственные круговые частоты колебаний.

После определения из системы (3) собственных чисел несимметричной вещественной матрицы, находится продольные, крутильные и изгибные собственные частоты слоистого стержня. После вычисления собственных векторов, соответствующих отдельному собственному числу матрицы (3), определяются формы колебания слоистого стержня по формуле (10) [1].

Если рассматривается стержень двусимметричного сечения при таких же условиях, то решается

система уравнений вида:

$$\begin{pmatrix} (k'_{11} - \omega^2) & 0 & 0 & k'_{14} \\ 0 & (k'_{22} - \omega^2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & (k'_{33} - \omega^2) & 0 \\ k'_{41} & 0 & 0 & (k'_{44} - \omega^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{w} \\ \tilde{u} \\ \tilde{v} \\ \tilde{\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (4)$$

При этом система (4) распадается на две независимые системы уравнений. Для крутильно-продольных колебаний система уравнений приобретает вид:

$$\begin{pmatrix} (k'_{11} - \omega^2) & k'_{14} \\ k'_{41} & (k'_{44} - \omega^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{w} \\ \tilde{\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (5)$$

В этом случае система уравнений (5) определяет крутильно-продольные колебания многослойного анизотропного закрученного стержня двусимметричного сечения. Решения системы (5) совпадает с решением работы [2] в случае, если рассматривается свободное колебание стержня из однородного изотропного материала. В этом случае собственные частоты крутильно-продольных колебаний однородных стержней определяются по формуле [2]

$$(\omega_{1,2}^2)_n = 0.5(\omega_w^2 + \omega_\theta^2 \pm \sqrt{(\omega_w^2 - \omega_\theta^2) + 4\omega_w^4 \tau_0^2 \frac{I_p}{F}})_n,$$

$$k = \frac{2n-1}{2l} \pi, \quad n = 1, 2, \dots,$$

где ω_w, ω_θ собственные частоты парциальных продольных и крутильных колебаний [3]:

$$(\omega_w)_n = k \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (\omega_\theta)_n = k \sqrt{\frac{GI_d}{\rho I_p}}, \quad (6)$$

где $GI_d = 2GI_p + \tau_0^2 EI_r$, dF жесткость на кручение закрученного стержня из изотропного материала,
 $I_r = \int_F (x^2 + y^2)^2, \quad I_p = \int_F (x^2 + y^2) dF.$

Из формулы (3) следует

$$(\omega_w^2)_n = \frac{k_n^2}{F l^2} \frac{k_{11}}{\rho}, \quad (\omega_w)_n = \frac{k_n}{l} \sqrt{\frac{c_{11}^i}{\rho}}, \quad (\omega_\theta^2)_n = \frac{k_n^2}{I_p l^2} \frac{k^2 k_{44}}{\rho},$$

$$(\omega_\theta^2)_n = \frac{k_n}{l} \sqrt{\frac{k_{44}}{\rho I_p}}, \quad k_{44} = \tau_0^2 \sum_{i=1}^N \int r^4 c_{33}^i dF_i + C_0, \quad r^2 = x^2 + y^2,$$

где C_0 - жесткость на кручение закрученного сло-

стого анизотропного стержня.

Как показано в работе [2] влияние связи крутильных и продольных колебаний зависит от степени начальной закрутки τ_0 , значения I_p / F , отношения парциальных частот

$$\frac{\omega_w}{\omega_\theta} = \sqrt{\frac{1+\nu}{\delta_d + 2(1+\nu)\tau_0^2 r_p^2 \delta_p}} = \sqrt{\frac{E}{2 + \frac{E}{G} \tau_0^2 \frac{I_r}{I_p}}},$$

где

$$r_p^2 = \frac{I_p}{F}, \quad \delta_d = \frac{I_d}{I_p}, \quad \delta_p = \frac{I_r}{r_p^2 I_p},$$

$$I_d = \int_F (x^2 + y^2 + \varphi'_w) dF \approx 2 \int_F (x^2 + y^2) dF.$$

и взаимовлияние сильнее для более близких частот. Собственные формы крутильно-продольных колебаний консольного стержня имеет вид (3). Тогда отношение амплитуд можно определить из первого уравнения системы (3)

$$\frac{w_0}{\theta_0} = \frac{-\tau_0 E I_p}{E F - \rho F \frac{\omega_{1,2}^2}{k^2} \tau_0^2 \frac{I_p}{F}} = \frac{-\tau_0 \frac{I_p}{F}}{1 - \frac{\omega_{1,2}^2}{\omega_w^2}}.$$

Для меньшей из частот продольно крутильных колебаний отношение $\frac{\omega_1^2}{\omega_w^2} \ll 1$ и поэтому отношение

амплитуд будет $\frac{w_0}{\theta_0} = -\tau_0 \frac{I_p}{F}$. Это форма является преимущественно крутильной и знаки перемещений различны. Для большей из частот продольно крутильных колебаний $\frac{\omega_2^2}{\omega_w^2} > 1$, но очень близки к

единице. В этом случае отношение амплитуд крутильных колебаний мало по сравнению с амплитудой продольных колебаний и знаки перемещений совпадают [2].

Уравнения для стержня, совершающего пространственные изгибные колебания, нагруженного силами инерции, для двусимметричного сечения в системе координат ξ, η, ζ ($I_{\xi\eta} = S_\xi = S_\eta = 0$) имеют вид

$$\begin{pmatrix} (k'_{22} - \omega^2) & 0 \\ 0 & (k'_{33} - \omega^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \tilde{u} \\ \tilde{v} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (7)$$

Граничные условия при этом определяется из выражения [2]

$$\delta u \{M'_\eta - m_\eta\} \Big|_0^\ell = 0, \quad \delta v \{M'_\xi - m_\xi\} \Big|_0^\ell = 0,$$

$$\delta u' M_\eta \Big|_0^\ell = 0, \quad \delta v' M_\xi \Big|_0^\ell = 0,$$

а начальные условия для функции $u(z, t)$, $v(z, t)$ будет $u(z, t_0) = u_0$, $v(z, t_0) = v_0$, $\dot{u}(z, t_0) = \dot{u}_0$, $\dot{v}(z, t_0) = \dot{v}_0$.

При этом система (1) распадается на две независимые системы уравнений. Собственные частоты колебаний в направлениях главных жесткостей определяется из выражений

$$(\omega_\eta)_n = \sqrt{k'_{33}}, \quad (\omega_\xi)_n = \sqrt{k'_{22}},$$

$$\text{где } k'_{33} = \frac{k_n^4}{F \ell^4} \frac{k_{33}}{\rho} - \Omega^2 + \frac{k_n^2}{F \ell^2} \frac{P_z}{\rho}, \quad k'_{22} = \frac{k_n^4}{F \ell^4} \frac{k_{22}}{\rho} - \frac{k_n^2}{F \ell^2} \frac{P_z}{\rho}, \quad (8)$$

$$\text{Здесь } k_n = \frac{2n-1}{2} \pi, \quad n=1,2,\dots, \quad k_{22} = \sum_{i=1}^N \int \xi^2 c_i^2 dF_i,$$

$$k_{33} = \sum_{i=1}^N \int \eta^2 c_i^2 dF_i.$$

Если рассматривается свободное колебание слоистого закрученного анизотропного стержня, то собственные частоты определяется из выражений

$$(\omega_\eta)_n = \frac{k_n^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{k_{33}}{\rho F}}, \quad (\omega_\xi)_n = \frac{k_n^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{k_{22}}{\rho F}}. \quad (9)$$

Формулы (9) совпадает с выражением для круговых (Ω) и технических (f_n) частот свободных колебаний:

$$\omega^2 = \frac{k_n^4}{\ell^4} \frac{I_1}{F \rho^i}; \quad f_n = \frac{1}{2\pi} \frac{k_n^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{I_1}{\rho^i F}},$$

где величина $I_1 = \iint_F c_{33}^i \eta^2 dF$.

Если рассматривается незакрученный стержень из однородных изотропных материалов, то из выражения (7) вытекают формулы собственных частот колебания незакрученного изотропного стержня работы [2]:

$$\omega_\eta = \frac{\lambda_\eta^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{E I_\xi}{\rho F}}, \quad \omega_\xi = \frac{\lambda_\xi^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{E I_\eta}{\rho F}}$$

и формы колебаний определяются из формулы

$$v_0(z) = (C_1 \sin \lambda_\eta \frac{z}{\ell} + C_2 \cos \lambda_\eta \frac{z}{\ell} + C_3 \operatorname{sh} \lambda_\eta \frac{z}{\ell} + C_4 \operatorname{ch} \lambda_\eta \frac{z}{\ell}),$$

$v(z, t) = v_0(a \sin \omega_\eta t + b \cos \omega_\eta t)$, где значения параметров λ_η , λ_ξ и коэффициенты C_k определяются граничными условиями, коэффициенты a , b – начальными.

В качестве примера определяется технические частоты стержня прямоугольного сечения, находящегося в поле центробежных сил. Рассматриваются консольные неподвижные и вращающиеся стержни из дюралюминия ($E = 7.2 \cdot 10^3 \frac{\text{кгс}}{\text{мм}^2}$, $\mu = 0.34$,

$\rho = 2.8 \cdot 10^{-6} \frac{\text{кгс}}{\text{мм}^3}$) с геометрическими размерами $\ell = 140 \text{ мм}$, $h = 4.8 \text{ мм}$, $b = 60 \text{ мм}$ и получены пять технические частот колебаний (три изгибные в плоскости меньшей жесткости $f_v^{(i)}$, крутильная

f_θ , изгибная f_u в плоскости большой жесткости). Эти результаты сравниваются с результатами расчета проведенные в пакете программ Ansys для различных частот вращения N стержня. Результаты расчета, проведенные для различных частот вращения N стержня по формуле (3) и по программе Ansys приведены в таблице 1.

Результаты расчетов технических частот найденные из решения системы уравнений (3) с расчетами по программе Ansys дают отличие в среднем 5%.

Таблица 1. Результаты расчета.

N, тыс. об/ мин	$f_v^{(1)}$, Гц		$f_v^{(2)}$, Гц		f_u , Гц		$f_v^{(3)}$, Гц		f_θ , Гц	
	Расчет (22)	Расчет An-sys	Расчет (22)	Расчет An-sys	Расчет (22)	Расчет An-sys	Расчет (22)	Расчет An-sys	Расчет (22)	Расчет An-sys
0	203.35	203.46	1274.5	1278.6	2341.9	2226.9	2941.1	3104.6	1030	970
2	206.7	206.69	1279.7	1281.4	2342.3	2227.2	2991.6	3105.6	1035.6	970.4
4	214	208.28	1295.3	1288.4	2343.3	2227.9	2992.2	3108.8	1037.1	970.17
6	226.6	210.86	1320.8	1300	2345.4	2229.1	2993.2	3114.1	1039.6	970.38
8	243.17	214.33	1355.7	1316.1	2348.1	2230.7	2994.6	3121.4	1043.2	970.68

На рис. 1 представлены узловые линии первой изгибной формы технических частот колебаний при $\bar{n}=0$ на поверхности стержня прямоугольного сечения (геометрические параметры стержня приведены выше).

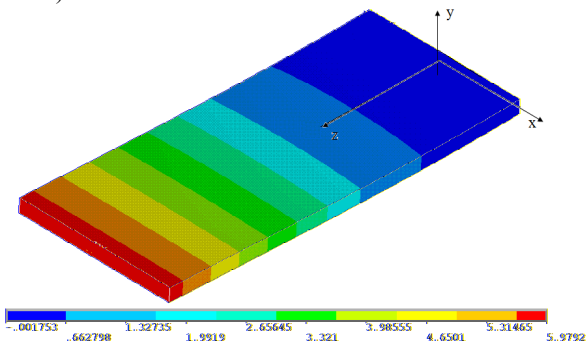


Рис. 1 – Узловые линии первой изгибной формы

На рис. 2 представлены узловые линии второй (f_θ - первая крутильная) и третьей (рис.3 – изгибная $f_v^{(2)}$) формы технических частот колебаний при $\bar{n}=0$ на поверхности стержня. На рис. 4 представлены узловые линии четвертой f_u и пятой (рис.5 - $f_v^{(3)}$) формы технических частот колебаний при $\bar{n}=0$ на поверхности стержня.

Таким образом, на этапе эскизного проектирования, система уравнения (1) позволяет определить технические частоты закрученных анизотропных стержней, находящихся в поле центробежных сил. Совпадение формулы технических частот, в частных случаях, с известными результатами доказывает

достоверность полученных результатов.

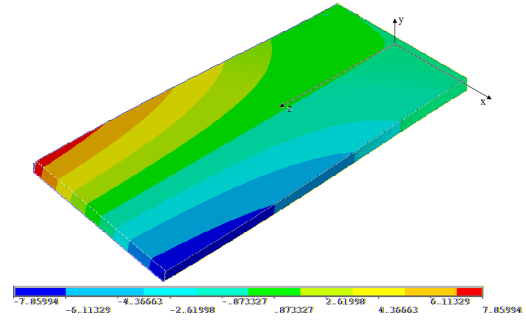


Рис. 2. Узловые линии первой крутильной формы

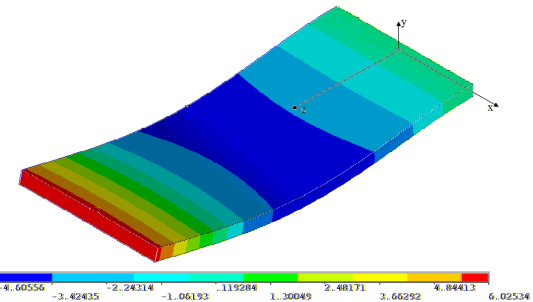


Рис. 3. Узловые линии второй изгибной формы.

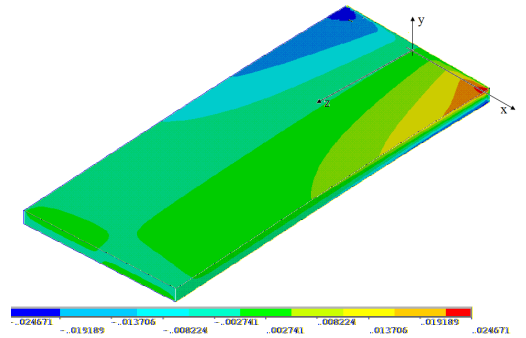


Рис. 4. Узловые линии изгибной формы (f_u в плоскости большой жесткости).

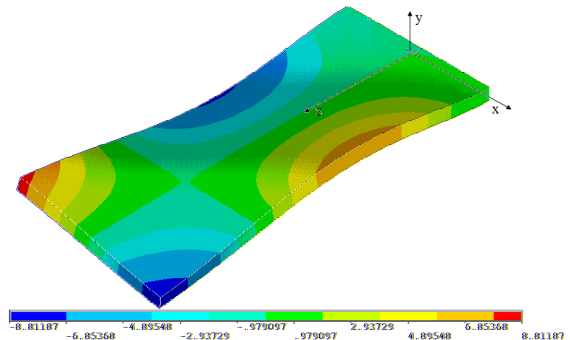


Рис. 5. Узловые линии изгибно-крутильной формы.

- Нуримбетов А.У., Дудченко А.А. Колебание многослойного естественно-закрученного стержня из анизотропных материалов в поле центробежных сил. //Вестник РУДН. Серия: Инженерные исследования. 2017. - Т. 18. , № 1. – с. 79–90
- Воробьев Ю.С., Шорр Б. Ф. Теория закрученных стержней. Киев: Наук. Думка,1983. – 188 с.
- Меерович И.И. Колебания прямоугольной плоской пластины. – Динамика авиационных двигателей. - М.: Оборонгиз, 1952, вып.8, с.149-208.

МЕТОД РАСЧЕТА УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ КВАЗИИЗОТРОПНОГО ЛАМИНАТА В ЗОНЕ НАГРУЖЕННЫХ СРЕЗНЫХ БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Дураджи В. Ю.^{1*}, Сафронов Н.О.¹, Семернин А.В.², Стрижиус В.Е.², Тимофеев И.В.²

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; * _varg.1@mail.ru

² АО «АэроКомпозит», Москва, Россия

Аннотация: Представлен метод расчета на усталость квазиизотропного ламината в срезных болтовых соединениях, в качестве моды усталостного повреждения рассмотрена оваллизация крепежного отверстия в композиционном материале. Метод предлагает рассматривать накопление усталостных повреждений от сил смятия в каждой точке отверстия.

Ключевые слова: композиционные материал, оваллизация крепежного отверстия, усталостный расчет композита

Введение

Одной из наиболее острых проблем при использовании композиционных материалов является снижение прочности соединения «композит-композит» или «композит-металл». На данный момент теоретических способов соединения существует несколько, но на практике чаще всего используется только один - болтовое соединение. Сверление отверстий нарушает целостность композитного изделия и приводит к потере прочности, несопоставимой с потерей прочности при сверлении той же детали, выполненной из металла. Срезное соединение может стать критическим местом, характеризующим усталостную долговечность всего изделия, поэтому необходимо иметь методику расчета срезных соединений из полимерных композиционных материалов. Методики расчета композитных материалов на усталостную прочность [1] предполагают, что накопление усталостных повреждений происходит строго по одному направлению, однако в действительности это не всегда так. При расчете на усталостную прочность срезного болтового соединения различают следующие виды разрушения композита: оваллизация крепежного отверстия по контактной поверхности элемента и выкрашивание заполнителя или герметика в крепежных точках. По данным работы [1], в качестве критерия оваллизации крепежного отверстия в композитных авиаконструкциях обычно рассматривается более чем 2%-ая оваллизация отверстия.

Методика расчета оваллизации крепежного соединения

Будем рассматривать накопление усталостных повреждений от сил смятия в каждой точке крепежного отверстия. В центре отверстия введем полярную и декартовую системы координат, причем начало отсчета полярного угла φ совместим с осью X (рис.1).

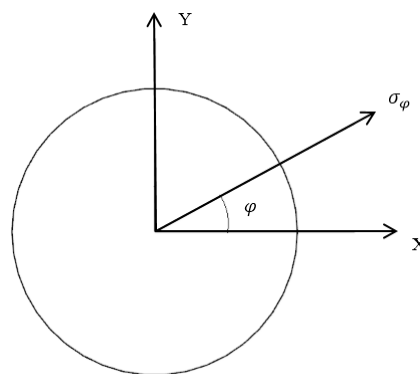


Рис. 1. Система координат, определяющая направление

С шагом в n градусов определим долговечность по каждому направлению. Направление, в котором долговечность будет минимальна, является критическим направлением, характеризующим долговечность всего крепежного отверстия.

Основные этапы расчета

Входными данными являются: геометрия крепежного соединения, свойства материала и спектр нагрузки. Спектр нагрузки может быть получен, например, с помощью метода конечных элементов.

Спектр компонент напряжения смятия в площадках, нормальных к осям X и Y, выражаются следующими формулами:

$$\sigma_x = \frac{R_x}{t * d}; \sigma_y = \frac{R_y}{t * d}$$

где

R_x, R_y – спектры компонент реакций в крепежном элементе;

t – толщина композитного листа;

d – диаметр крепежного отверстия.

Спектр напряжений смятия в площадках, нормальных направлению φ , выражается, соответственно:

$$\sigma_\varphi = \sigma_x \cos(\varphi) + \sigma_y \sin(\varphi)$$

Полученный спектр напряжений смятия для каждого φ -ого направления обрабатывается методом полных циклов. Каждый выделенный цикл приводится к эквивалентному симметричному с помощью модифицированного уравнения Гудмана:

$$\sigma_{см(-1)} = \frac{\sigma_{a\varphi}}{1 - \left| \frac{\sigma_{m\varphi}}{\sigma_{USB}} \right|^{0.8}}$$

где

$\sigma_{a\varphi}$ – амплитуда выделенного полного цикла,

$\sigma_{m\varphi}$ – среднее напряжение выделенного полного цикла,

σ_{USB} – предел прочности на смятие.

Вычисление долговечности каждого выделенного полного цикла по φ -му направлению производится с использованием эмпирически полученной кривой усталости, описываемой уравнения вида:

$$\frac{\sigma_{см(-1)}}{\sigma_{USB}} \cdot k_T \cdot k_{env} = a - b * \lg N$$

где

a, b – эмпирические константы

k_T – коэффициент ослабления осевой затяжки

k_{env} – коэффициент влияния окружающей среды.

В первом приближении предлагается использовать линейную гипотезу суммирования повреждений, тогда повреждаемость крепежного отверстия по φ -му направлению определяется следующим образом:

$$D_\varphi = \sum_{k=1} \frac{1}{N_k}$$

Пример расчета болтового соединения

В качестве примера был проведен усталостный расчет двусрезного болтового соединения. Исходные данные представлены в таблице 1.

Табл. 1. Исходные данные

d, мм	t, мм	k_T	k_{env}
11	6	1.2	1.1

В результате вычисления повреждаемости по направлениям была построена диаграмма зависимости повреждаемости от направления φ (рис. 2).

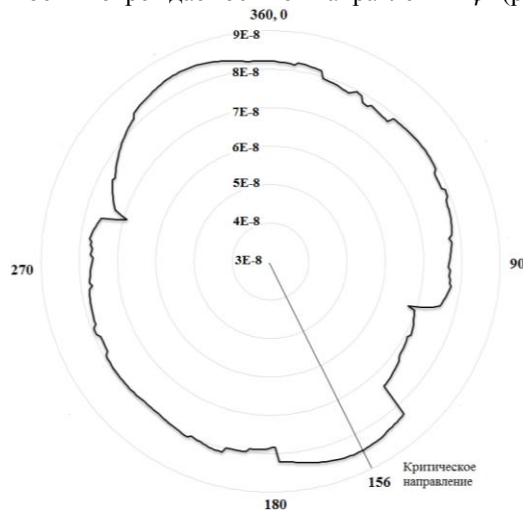


Рис. 2. Диаграмма поврежденности по направлению

Из построенной диаграммы видно, что крити-

ческим направлением, соответствующим максимальной повреждаемости, является угол равный:

$$\varphi_{кр} = 156^\circ$$

Данному направлению соответствует повреждаемость:

$$D_{max} = 8.47 \cdot 10^{-8}$$

Долговечность болтового соединения, можно получить следующим образом:

$$N = \frac{1}{D_{max}} = 1.18 \cdot 10^7$$

Вывод

Предложена методика усталостного расчета овализации крепежного отверстия из композитного материала, которая позволяет не только оценить долговечность соединения, но и определить направление, по которому овализация отверстия быстрее всего достигнет критического значения.

Список литературы

1. Стрижиус В.Е. Методы оценки усталостной прочности элементов композитных авиаконструкций: справочное пособие. – М: Машиностроение, 2015. – 270 с.

ACCELERATING THE COMMERCIALIZATION OF COMPOSITE MATERIALS AND STRUCTURES BASED ON SYNERGETICAL APPROACH

Zaynetdinov R.I.^{1,*} Gadolina I.V.²

¹ Independent researcher, Moscow, Russia; *zri7755@gmail.com;

² MERI RAS, Moscow, Russia.

Annotation: The theoretical model is developed and the practical method for shortening the commercialization (introduction) time for composite materials and structures is offered. The method is based on synergetical approach, analysis of bifurcation points, as well as managing the flows of materials, energy and information at the input of the being updated system.

Key words: accelerating the commercialization, introduction, composite material, composite structure, innovation, bifurcation point, synergetics, informational entropy, lean innovation.

Research and development of composite materials and structures are innovative areas of scientific and technical activities, moving towards successful evolution [1 - 3]. In this way, innovations can be introduced in a scenario of gradual replacement of the dominant (basic) technology with one or more innovative ones. In this case, there may be significant delays in the implementation process due to the strong resistance of the replaced technology. Fig. 1 shows as an example, a real trajectory of innovative development, which is associated with the historical fact [4] of a significant delay ΔT of technological substitution of sailing ships with steamships on Transatlantic lines in the period from 1797 to 1964. This is indicative, but not the only example of a long delay in innovation. In this regard, it is important to analyze the possibilities and ways to accelerate the process of introduction of innovative technologies, materials and structures.

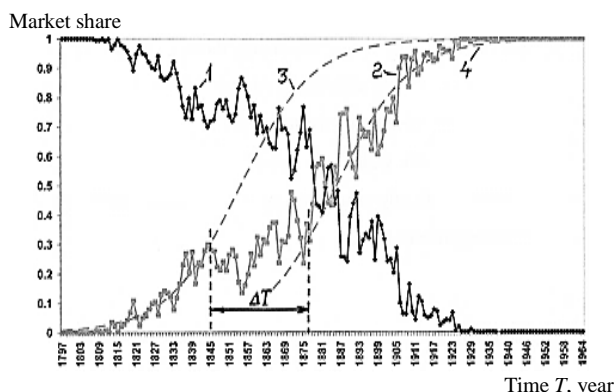


Fig.1. Example of implementation delay ΔT due to strong resistance in the process of replacement of sailing ships technology (line 1) with steamships (line 2).

Specific results of innovative activity in modern Russia do not always meet expectations due to underestimation of the importance of scientific management of innovation and investment processes. New opportunities are opened by approaches based on synergetics, identification and analysis of bifurcation points and attractors of technological development. Technological systems in the course of their updating develop as open dissipative steadily nonequilibrium systems capable of self-organization.

The availability of energy, information and material flows (which are the flows of investment, scientific

and patent information, personnel, equipment, etc.) from external sources to the system and their dissipation are prerequisites for the activity of the updated system. As a critical element of the updated system, the local zone of the increased gradient of the defining parameter X , which limits the mode of existence ("mode of being") for the entire updated system, is considered. To analyze the behavior of the critical element, a model of a bistable element with two stable states – old and new, in each of which it can state long enough, is used. External influences can cause the critical element to switch from one state to another. To cause this transition, the intensity of the impact must exceed some threshold level of X_{th} . Depending on the ratio of probabilities P_0 and P_1 of finding the critical element in the old or new states, respectively, three characteristic modes of existence of the updated system are considered: old ($P_0 > P_1$), transitional ($P_0 = P_1$) and new ($P_0 < P_1$).

The most important state function of the system is entropy. In open systems, the entropy change can be divided into the sum of two components: the entropy flow, depending on the exchange processes with the environment, and the production of entropy, due to irreversible processes within the system [5]. The certain stages of temporal evolution of the system can occur at a general downturn of entropy. According to the traditional interpretation of entropy as a measure of disorder, this means that during evolution disorder decreases due to the outflow of entropy, self-organization occurs, the system evolves to a more complex structure. In this case, new types of dissipative structures may arise, hierarchy within the system and differentiation of subsystems may deepen, structure and complexity may change. In a stable nonequilibrium state, the positive production of entropy within the system is compensated by a negative flow of entropy, i.e., the influx of information from outside the system or from other hierarchical levels within the system itself [6].

To analyze the evolution of the being updated system, the dynamics of information entropy is studied, which is a measure of the uncertainty of the existence of the system, and is equal to the amount of information on Shannon, needed to remove this uncertainty [7]:

$$H = - \sum_{j=0}^1 P_j(t) \log_2 P_j(t) \cdot \quad (1)$$

The analytical dependence for the description of the information entropy flow dynamics $H(t)$ in time t is obtained in the form [8]:

$$H(t) = -\frac{\alpha}{1+\alpha} \frac{1}{\ln 2} \left\{ \frac{1+\alpha e^{-\beta t}}{\alpha} \ln \left[\frac{1}{1+\alpha} (1+\alpha e^{-\beta t}) \right] + (1-e^{-\beta t}) \ln \left[\frac{\alpha}{1+\alpha} (1-e^{-\beta t}) \right] \right\}, \quad (2)$$

where $\alpha = \nu/\mu$ is the regime parameter for the being updated system; ν, μ are the transition intensities of the critical element of the being updated system, respectively, from the old state to the new and vice versa; $\beta = \nu + \mu$.

Graphs of the information entropy flow $H(t)$ and its velocity dH/dt in the critical element of the being updated system in the implementation of the sequence of innovations are shown in Fig. 2.

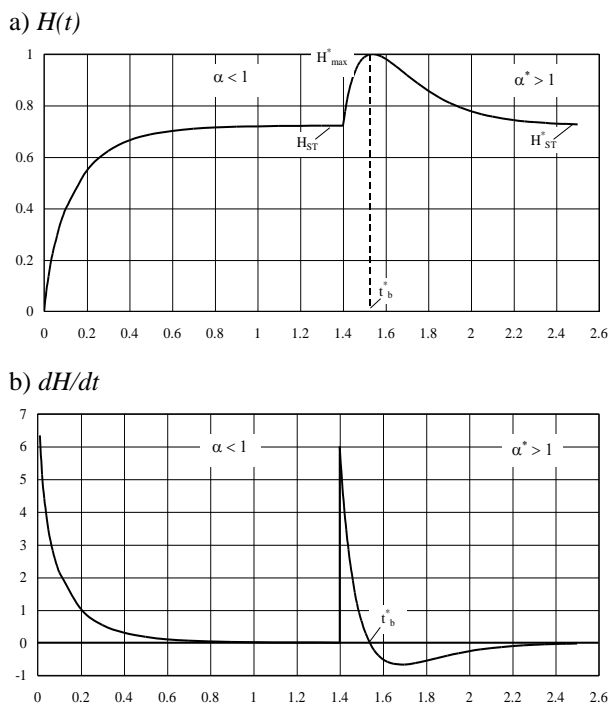


Fig.2. Dynamics of the informational entropy flow changes: $H(t)$ (a) and the velocity dH/dt (b) in the case of system innovation ($\alpha < 1$; $\alpha^* > 1$).

Analysis of the information entropy flow and the rate of its change as the response of the being updated system to a change in the conditions of existence, shows that at the initial time interval ($t = 0 \dots 1.4$) the critical element of the being updated system operates in the old mode. The informational entropy flow during the transition process is stabilized at a level corresponding to this regime without passing the bifurcation point. At a conditional time $t = 1.4$, the system is affected, leading to the transition from the old ($\alpha < 1$) to the new ($\alpha^* > 1$) mode of existence, i.e. to its innovation. Analysis of obtained dependences showed that the being updated system reacts to a strong impact leading to a new mode of existence, by a sharp increase in the informational entropy flow from the achieved under the previous conditions of the stationary level of H_{ST} to a maximum of $H^*_{max} = 1$ at the point t^*_b of bifurcation. In this case, the rate dH^*/dt^*

of the entropy flow increment drops sharply to zero, becomes negative, passes the minimum and tends to zero when the being updated system enters a new stationary state. After passing the bifurcation point t^*_b , the informational entropy flow decreases and stabilizes at a new stationary level H^*_{ST} , corresponding to the scale of innovation.

Additional analysis showed that at the bifurcation point corresponding to the time moment t^*_b , the variance Dx of the defining parameter X of the updated system also reaches a maximum. This fact allows using Dx as a diagnostic parameter of the updated system [6,8].

Point t^*_b , which is the stochastic analogue of bifurcation points are associated with the process of self-organization, i.e. the destruction of the old dissipative structure that has exhausted its capabilities, and the emergence of a new structure corresponding to the changed conditions of existence as a result of innovation, the transition of the updated system to a new level of development. The open system adapts to new conditions by improving the structure and returns to a steady state due to the outflow of entropy and the flow of information from outside or from other hierarchical levels of the updated system. The obtained [6,8] mathematical expressions allow to predict the moment of occurrence of t^*_b bifurcation points and the critical state of the updated system, when it is expedient to take measures to facilitate the rapid adaptation of the updated system to new conditions and accelerate the process of introduction of innovative technologies.

The dependence of the mode of existence of the being updated system and the time of passage of the point of bifurcation on the distribution function of a random process of external influences on the being updated system, its input flows, for example, investment and information flows. Figure 3 shows a graph of the dependence of the parameter α for the mode of existence of the being updated system on the change of parameters (mean X and standard deviation S_x) of the normal (Gaussian) random process at the input of the being updated system.

With the purposeful change of parameters of input flows (material, energy and information), which in the case of innovation are the flows of investments, scientific and patent information, personnel, equipment, etc. from external sources to the being updated system, - it is possible to influence the time of overcoming by the critical element of the innovation system of the point t^*_b of bifurcation (or cascade of bifurcations). The ability to assess the time of passage by the innovation system through this state, characterized by the highest risks, allows you to take measures to facilitate the rapid passage of the being updated system through the critical point of bifurcation and the successful adaptation of the

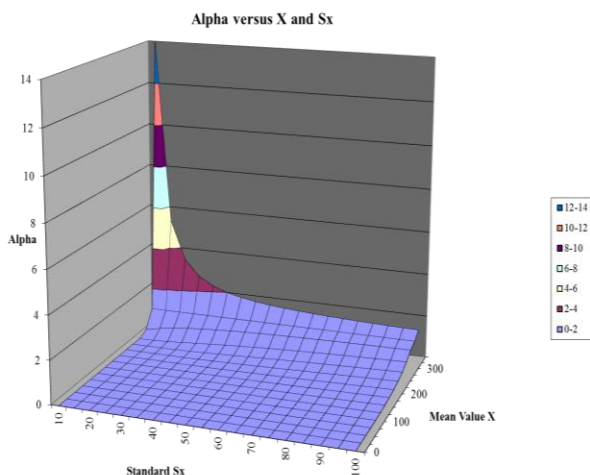


Fig. 3. Change of the regime parameter α depending on the parameters X and Sx of random process at the input of the being updated system.

system to the new state. During this period of time, it is advisable to create the most favorable conditions for the successful passage of the being updated system by the bifurcation point in the desired direction by rational management of the flows included in the being updated system, as well as to take all possible measures to direct the being updated system to the desired favorable path of development.

Potential opportunities that arise at the time of bifurcation attract the development of the being updated system; it self-organizes, improves its structure, and moves to a new level of development. This implies the idea that technological development is determined not so much by the initial conditions and the "heavy legacy of the past" as by the future possible states, i.e. attractors of technological development, to which the being updated technological system, aspires after bifurcation, and these processes are irreversible [9]. The attractor is understood as a relatively stable state of the being updated system, attracting a lot of trajectories of technological development, potentially possible after the passage of the bifurcation point by the system.

Time is an irreplaceable resource, therefore, the proposed method designed to reduce the time of innovation implementation, in our opinion, should be considered as one of the important and useful tools of the concept of "Lean (Frugal) Innovation" [10, 11].

Summary

1. Specific results of innovative activity in modern Russia do not always meet expectations due to underestimation of the importance of scientific management of

the innovation processes.

2. The theoretical model is developed and the practical method for shortening the introduction time for composite materials and structures is offered. The method is based on synergetic approach, analysis of bifurcation points, as well as managing the flows (random processes) at the input of the being updated system.

3. When changing the parameters of input flows (materials, energy and information), which in the case of innovations, are the flows of investment, scientific and patent information, personnel, motivation, equipment, etc. from external (or internal) sources to the being updated system, it is possible to influence the time t^*b of overcoming by the innovation system the bifurcation point (or cascade of bifurcations).

4. Practical approbation of the developed method for composite materials and structures recommended. Proposals for cooperation please send to E-mail: zri7755@gmail.com to professor Zainetdinov R.I.

1. Dumanskii A.M., Komarov V.A., Alimov M.A., Radchenko A.A. On the effect of fiber rotation upon deformation of carbon-fiber angle-ply laminates // Polymer Science. Series D – 2017. – Vol.10. Issue 2. P.197-199.

2. Рогов Д.А., Русин М.Ю., Саввин А.И., Думанский А.М., Русланцев А.Н. Моделирование сопротивления деформированию и разрушению головного обтекателя летательного аппарата под воздействием аэродинамического потока // Конструкции из композиционных материалов – 2016. - № 2. - С.15-20. (In Russian).

3. Терехин А.В., Неповинных В.И., Русин М.Ю., Думанский А.М. Исследование долговечности эластомерных клеевых соединений в конструкциях летательных аппаратов // Заводская лаборатория. Диагностика материалов –2015.- Т. 81.№ 5. - С.44-48. (In Russian).

4. Rosenberg N. On technological expectations // The Economic Journal – 1976. Vol.86. - Issue 34. - P. 523-535.

5. Prigogine, I. Introduction to Thermodynamics of Irreversible Processes. 3rd edition, Wiley Interscience, New York. 1967.- 128 p.

6. Zainetdinov, R. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // Paradigms of Complexity. Fractals and Structures in the Science. – Singapore: World Scientific, 2000. P. 229 - 242.

7. Николис Г., Пригожин И. Познание сложного. – М.: Мир,1990.- 344 с. (In Russian).

8. Zainetdinov R.I. Dynamics of Informational Entropy Associated with Self-Organization Process in Open System // Chaos, Solitons & Fractals. Pergamon. – 1999. Vol. 10. - № 9. - P.1425-1435.

9. Синергетика инноваций / О.С.Сухарев, С.В.Шманёв, А.М.Курьянов. – М.: Финансы и статистика; ИНФРА-М, 2011. - 368 с. (In Russian).

10. Бережливые инновации: Технологии умных затрат / Нави Раджу, Джайдип Прабху. М.: Олимп-Бизнес, 2018. - 416 с. (In Russian).

11. Зайнетдинов Р.И. Метод ускорения внедрения инноваций, как новый инструмент концепции Lean Innovation. Proceedings of the 9th DQM International Conference "Life Cycle Engineering and Management (ICDQM-2018)". Prijedor, Serbia, 2018, pp. 485-495. (In Russian).

НЕСТАЦИОНАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ БАЛКИ ЭЙЛЕРА-БЕРНУЛЛИ С УЧЕТОМ ДИФФУЗИИ.

Земсков А.В.^{1,2*}, Гарлаковский Д.В.^{2,1}

¹МАИ (НИУ), Москва, Россия; *azemskov1975@mail.ru;

²НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия.

Аннотация: Исследуются нестационарные колебания балки Эйлера-Бернулли с учетом массопереноса. В общем случае балка находится под действием растягивающих усилий, изгибающих моментов и перерезывающих сил, заданных на её концах. Для постановки задачи используется модель нестационарного плоского изгиба упругодиффузионной балки. Метод решения основан на применении интегрального преобразования Лапласа по времени и разложения в ряды Фурье.

Ключевые слова: механодиффузия, упругая диффузия, балка Эйлера-Бернулли, нестационарные колебания.

Постановка задачи. Исследуются нестационарные колебания изотропной балки Эйлера-Бернулли. Схема приложенных сил и изгибающих моментов, а также ориентация осей прямоугольной декартовой системы координат представлена на рис. 1.

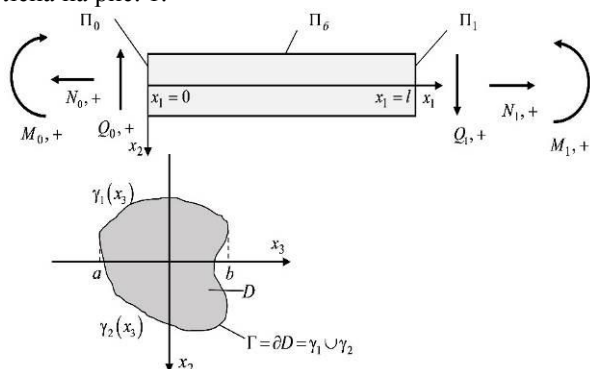


Рис. 1. Рисунок к постановке задачи.

Для математической постановки задачи используется модель упругодиффузионных колебаний балки Эйлера Бернулли [1]:

$$\frac{J_3}{F} \ddot{u}'' - \ddot{u} = \frac{J_3}{F} \left(u^{IV} + \sum_{j=1}^N \alpha_j H_j'' \right) + \frac{q}{F} + \frac{m'}{F}, \quad (1.1)$$

$$\dot{H}_q = D_q H_q'' + \Lambda_q u^{IV} + \frac{z^q}{J_3}, \quad z^q = \iint_D Y^q x_2 dx_2 dx_3;$$

$$\left(u'' + \sum_{j=1}^N \alpha_j H_j \right) \Big|_{x_1=0} = \frac{M_0}{J_3}, \quad H_q \Big|_{x_1=0} = H_{q0}, \quad (1.2)$$

$$\left(u'' + \sum_{j=1}^N \alpha_j H_j \right) \Big|_{x_1=l} = \frac{M_1}{J_3}, \quad H_q \Big|_{x_1=l} = H_{q1}.$$

Здесь точки обозначают производную по времени, штрихи – производную по координате x_1 . Все величины в (1.1) – (1.4) являются безразмерными. Для них приняты следующие обозначения

$$x_i = \frac{x_i^*}{l}, \quad u = \frac{u^*}{l}, \quad \tau = \frac{Ct}{l}, \quad C^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho},$$

$$\alpha_q = \frac{\alpha^q}{\lambda + 2\mu}, \quad D_q = \frac{D^q}{Cl}, \quad \Lambda_q = \frac{m^q D^q \alpha^q n_0^q}{\rho R T_0 Cl}, \quad (1.3)$$

$$F_i = \frac{F_i^*}{\lambda + 2\mu}, \quad F_{q+1} = \frac{l Y^{*q}}{C},$$

где t – время; x_i^* – прямоугольные декартовы координаты; u^* – поперечный прогиб балки; l – длина балки; H_q – приращение концентрации q -ой компоненты вещества в составе N – компонентной среды; n_0^q – начальная концентрация q -го вещества; λ и μ – упругие постоянные Ламе; ρ – плотность; α^q – коэффициент, характеризующий объемное изменение среды за счёт диффузии; D^q – коэффициент самодиффузии; R – постоянная Больцмана; T_0 – температура среды; m^q – молярная масса q -го вещества, F – площадь сечения, J_3 – момент инерции сечения балки относительно оси Ox_3 , m – распределённый погонный момент, q – распределённая погонная поперечная нагрузка; Y^q – плотность объемных источников массопереноса. Остальные силовые факторы представлены на рис. 1.

Интегральное представление решения. Решение задачи (1.1), (1.2) представляем в виде ($k=1, N+1$):

$$u(x, \tau) = \sum_{k=1}^{N+1} \int_0^\tau \int_0^1 G_{1k}(x, \xi, \tau-t) F_k(\xi, t) d\xi dt + \sum_{k=1}^{N+1} \int_0^\tau [G_{1k}(x, \tau-t) f_{k1}(t) + G_{1k}(1-x, \tau-t) f_{k2}(t)] dt, \quad (2.1)$$

$$\eta_q(x, \tau) = \sum_{k=1}^{N+1} \int_0^\tau \int_0^1 G_{1k}(x, \xi, \tau-t) F_k(\xi, t) d\xi dt + \sum_{k=1}^{N+1} \int_0^\tau [G_{q+1,k}(x, \tau-t) f_{k1}(t) + G_{q+1,k}(1-x, \tau-t) f_{k2}(t)] dt.$$

Здесь $x = x_1$; $F_k(x, \tau)$ – объемные силовые факторы, входящие в уравнения (1.1); $f_{kl}(t)$ – поверхностные возмущения входящие в граничные условия (1.2); G_{mk} – поверхностные функции Грина, удовлетворяющие уравнениям

$$\frac{J_3}{F} \ddot{G}_{1k}'' - \ddot{G}_{1k} = \frac{J_3}{F} \left(G_{1k}^{IV} + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}'' \right), \quad (2.2)$$

$$\dot{G}_{q+1,k} = D_q G_{q+1,k}'' + \Lambda_q G_{1k}^{IV},$$

и граничным условиям:

$$\left(G_{1k}'' + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}'' \right) \Big|_{x_1=0} = \delta_{1k} \delta \tau, \quad G_{q+1,k} \Big|_{x_1=1} = 0, \quad (2.3)$$

$$\left(G_{1k}'' + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}'' \right) \Big|_{x_1=1} = 0, \quad G_{q+1,k} \Big|_{x_1=0} = \delta_{q+1,k} \delta \tau.$$

G_{mk} - объёмные функции Грина, удовлетворяющие уравнениям

$$\frac{J_3}{F} \ddot{G}_{1k}'' - \ddot{G}_{1k} = \frac{J_3}{F} \left(\tilde{G}_{1k}^{IV} + \sum_{j=1}^N \alpha_j \tilde{G}_{j+1,k}'' \right) + \delta_{1k} \delta x - \xi \delta \tau,$$

$$\dot{G}_{q+1,k} = D_q \tilde{G}_{q+1,k}'' + \Lambda_q \tilde{G}_{1k}^{IV} + \delta_{q+1,k} \delta x - \xi \delta \tau,$$

и однородным граничным условиям соответствующим (2.3).

Нахождение функций Грина. Применяя к (2.2), (2.3) преобразование Лапласа по времени, получаем:

$$\frac{J_3}{F} s^2 G_{1k}^{LL} - s^2 G_{1k}^L = \frac{J_3}{F} \left(G_{1k}^{IVL} + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}^{LL} \right),$$

$$s G_{q+1,k}^L = D_q G_{q+1,k}^{LL} + \Lambda_q G_{1k}^{IVL},$$

$$\left(G_{1k}^{LL} + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}^{LL} \right) \Big|_{x_1=0} = \delta_{1k}, \quad G_{q+1,k}^L \Big|_{x_1=0} = \delta_{q+1,k},$$

$$\left(G_{1k}^{LL} + \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}^{LL} \right) \Big|_{x_1=1} = 0, \quad G_{q+1,k}^L \Big|_{x_1=1} = 0.$$

Далее представляем все функции $G_{mk}^L x, s$ в виде рядов:

$$G_{mk}^L x, s = \sum_{n=1}^{\infty} G_{mk}^{Ls} \lambda_n, s \sin \lambda_n x, \quad \lambda_n = \pi n,$$

В результате приходим к системе линейных алгебраических уравнений относительно коэффициентов $G_{mk}^{Ls} \quad m, k = \overline{1, N+1}$:

$$\left[\left(\lambda_n^2 + \frac{F}{J_3} \right) s^2 + \lambda_n^4 \right] G_{1k}^{Ls} - \lambda_n^2 \sum_{j=1}^N \alpha_j G_{j+1,k}^{Ls} = F_{1k},$$

$$-\Lambda_q \lambda_n^4 G_{1k}^{Ls} + s + D_q \lambda_n^2 G_{q+1,k}^{Ls} = F_{q+1,k},$$

$$F_{1k} = -2\lambda_n \delta_{1k},$$

$$F_{q+1,k} = -2\Lambda_q \lambda_n \delta_{1k} + 2D_q \lambda_n \delta_{q+1,k} - 2\Lambda_q \lambda_n \sum_{j=1}^N \alpha_j \delta_{j+1,k}.$$

Решение этой системы имеет вид $q, p = \overline{1, N}$:

$$G_{q+1,k}^{Ls} \lambda_n, s = \frac{P_{q+1,k} \lambda_n, s}{Q_q \lambda_n, s} + \frac{2 \left[D_q \delta_{q+1,k} - \Lambda_q \alpha_p \delta_{q+1,k} + \delta_{p+1,k} - \Lambda_q \delta_{1k} \right] \lambda_n}{s + D_q \lambda_n^2},$$

$$G_{1k}^{Ls} \lambda_n, s = \frac{P_{1k} \lambda_n, s}{P \lambda_n, s}, \quad (3.1)$$

где

$$P \lambda_n, s = \left[\left(\lambda_n^2 + \frac{F}{J_3} \right) s^2 + \lambda_n^4 \right] \Pi s, \lambda_n - \lambda_n^6 \sum_{j=1}^N \alpha_j \Lambda_j \Pi_j s, \lambda_n,$$

$$Q_q \lambda_n, s = s + D_q \lambda_n^2 P \lambda_n, s,$$

$$\Pi s, \lambda_n = \prod_{j=1}^N s + D_j \lambda_n^2, \quad \Pi_q s, \lambda_n = \prod_{j=1, j \neq q}^N s + D_j \lambda_n^2,$$

$$\left\{ \begin{matrix} P_{11} \lambda_n, s \\ P_{q+1,1} \lambda_n, s \end{matrix} \right\} = 2 \left\{ \begin{matrix} \lambda_n \\ \Lambda_q \lambda_n^5 \end{matrix} \right\} \Phi \lambda_n, s,$$

$$\left\{ \begin{matrix} P_{1,q+1} \lambda_n, s \\ P_{p+1,q+1} \lambda_n, s \end{matrix} \right\} = 2 \alpha_q \left\{ \begin{matrix} \lambda_n^3 \\ \Lambda_p \lambda_n^7 \end{matrix} \right\} \Psi_q \lambda_n, s,$$

$$\Phi \lambda_n, s = \Pi \lambda_n, s + \lambda_n^2 \sum_{j=1}^N \alpha_j \Lambda_j \Pi_j \lambda_n, s,$$

$$\Psi_q \lambda_n, s = D_q \Pi_q \lambda_n, s - \sum_{j=1}^N \alpha_j \Lambda_j \Pi_j \lambda_n, s$$

Многочлен $P \lambda_n, s$ имеет степень $N+2$ по переменной s . Используя методику, изложенную в работе [2], можно показать, все его нули $s_j \lambda_n$, $j = \overline{1, N+2}$ являются простыми с отрицательной действительной частью. Тогда, с помощью вычетов и таблиц операционного исчисления оригиналы (3.1) запишутся следующим образом [2,3]:

$$G_{1k}^s \lambda_n, \tau = \sum_{j=1}^{N+2} A_{1k}^j \lambda_n e^{s_j \lambda_n \tau},$$

$$G_{q+1,k}^s \lambda_n, \tau = \sum_{l=1}^{N+3} A_{q+1,p+1}^l \lambda_n e^{s_l \lambda_n \tau} + 2 \left[D_q \delta_{q+1,k} - \Lambda_q \alpha_p \delta_{q+1,k} + \delta_{p+1,k} - \Lambda_q \delta_{1k} \right] \lambda_n e^{-D_q \lambda_n^2 \tau},$$

$$A_{1k}^j \lambda_n = \frac{P_{1k} \lambda_n, s_j}{P' \lambda_n, s_j}, \quad A_{q+1,k}^l \lambda_n = \frac{P_{q+1,k} \lambda_n, s_l}{Q_l' \lambda_n, s_l}.$$

Пример. Положим в граничных условиях (1.2)

$$f_{11} \tau = \frac{M_0 \tau}{J_3} = H \tau, \quad f_{12} \tau = \frac{M_1 \tau}{J_3} = H \tau,$$

$$f_{q+1,1} \tau = H_{q0} \tau = 0, \quad f_{q+1,2} \tau = H_{q1} \tau = 0.$$

где $H \tau$ - функция Хевисайда.

Тогда, согласно (2.1) при отсутствии объёмных возмущений имеем

$$\eta_q x, \tau = \int_0^\tau \left[G_{q+1,1} x, \tau - t + G_{q+1,1} 1 - x, \tau - t \right] H t dt =$$

$$= 4 \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{\lambda_n}{2} \cos \lambda_n \left(\frac{1}{2} - x \right) \Lambda_q \lambda_n \frac{e^{-D_q \lambda_n^2 \tau} - 1}{D_q \lambda_n^2} +$$

$$+ 2 \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{\lambda_n}{2} \cos \lambda_n \left(\frac{1}{2} - x \right) \sum_{j=1}^{N+3} A_{q+1,1}^j \lambda_n \frac{e^{s_j \lambda_n \tau} - 1}{s_j \lambda_n}.$$

$$u(x, \tau) = \int_0^\tau [G_{11}(x, \tau-t) + G_{11}(1-x, \tau-t)] H(t) dt =$$

$$= 2 \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{\lambda_n}{2} \cos \lambda_n \left(\frac{1-x}{2} \right) \sum_{j=1}^{N+2} A_{11}^j \lambda_n \frac{e^{s_j \lambda_n \tau} - 1}{s_j \lambda_n},$$

Возьмем для расчета однокомпонентный материал – алюминий ($N=1$), со следующими характеристиками (индекс q , обозначающий номер компоненты, для краткости записи опускаем) [4].

$$\lambda = 6.93 \cdot 10^{10} \frac{H}{M^2}, \quad \mu = 2.56 \cdot 10^{10} \frac{H}{M^2}, \quad T_0 = 800 K,$$

$$\rho = 2700 \frac{KZ}{M^3}, \quad \alpha = 4.2 \cdot 10^5 \frac{Дж}{Mоль},$$

$$D = 7.73 \cdot 10^{-14} \frac{M^2}{c}, \quad L = 1 м.$$

Полагаем, что балка имеет прямоугольное сечение: высота $h=0.1 м$, ширина $b=0.05 м$. Тогда

$$F = bh = 5.00 \cdot 10^{-3} м^2, \quad J_3 = \frac{bh^3}{12} = 4.17 \cdot 10^{-5} м^4.$$

Результаты вычислений представлены на рисунках 2, 3.

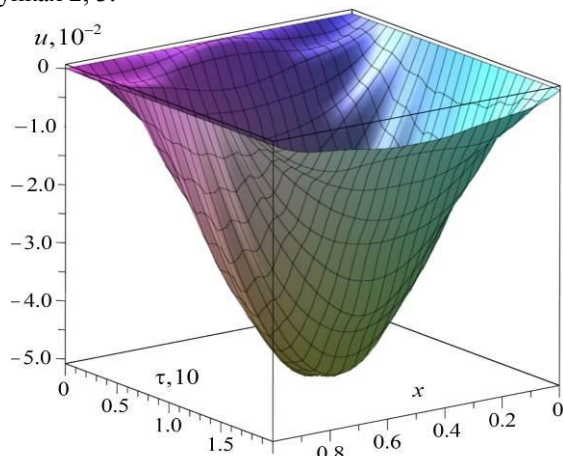


Рис. 2. Прогобы балки

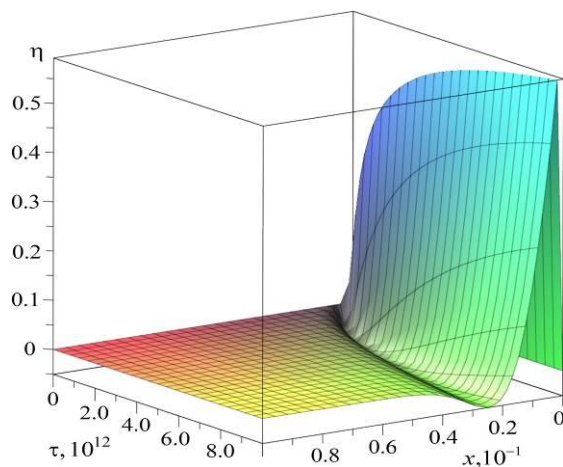


Рис. 3. Приращение концентрации

На рисунке 4 продемонстрировано сравнение полученного решения с решением чисто упругой задачи.

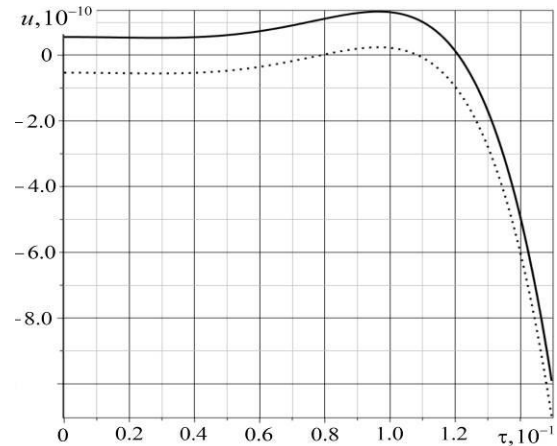


Рис. 4. Сплошная линия – решение задачи (1.1), (1.2). Точечная линия – решение соответствующей упругой задачи.

Заключение. Построена модель нестационарных колебаний балки Эйлера Бернулли. Предложен алгоритм нахождения поверхностных функций Грина, основанный на представлении решений в виде рядов Фурье. Верификация метода осуществлена путем сравнения полученных результатов с известными решениями классических задач о изгибах балок.

Список литературы

1. Земсков А.В., Тарлаковский Д.В. Постановка задачи о нестационарных упругодиффузионных колебаниях балки Эйлера-Бернулли // Материалы XXIV Международного симпозиума «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» им. А.Г. Горшкова. Т.2. - М.: ООО «ТРИ», 2018. - с. 152-157.
2. Igumnov L.A., Tarlakovskii D.V., Zemskov A.V. A two-dimensional nonstationary problem of elastic diffusion for an orthotropic one-component layer // Lobachevskii Journal of Mathematics. - 2017. - Vol. 38, No. 5. - pp. 808-817.
3. Диткин В.А., Прудников А.П. Справочник по операционному исчислению. М., «Высшая школа», 1965. - 586 с.
4. Физические величины: Справочник / Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М., и др.; Под общей редакцией Григорьева И.С., Мейлихова И.З. - М.: Энергоатомиздат, 1991. - 1232 с.

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ И ИЗГОТОВЛЕНИЕ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ОПЫТНОГО ОБРАЗЦА НАПРАВЛЯЮЩЕГО АППАРАТА ПЕРВОЙ СТУПЕНИ КОМПРЕССОРА НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ

Зорин Ю.В., Горлов А.В.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина», г. Обнинск, Россия

Аннотация: В работе представлены результаты отработки технологии изготовления опытных образцов направляющего аппарата компрессора низкого давления из углепластика БМИ-3/03692. Для обоснования выбора основных материалов разработана программа испытаний стандартных образцов при нормальных условиях и при повышенной температуре, проведены испытания стандартных образцов. Для выкладки образца направляющего аппарата спроектирована и изготовлена металлическая оснастка. В результате проделанной работы были изготовлены четыре опытных образца направляющего аппарата из углепластика БМИ-3/03692.

Ключевые слова: полимерный композиционный материал, углепластик, бисмалеимидное связующее, входной направляющий аппарат компрессора низкого давления

Современная авиация в настоящее время немислима без применения полимерных композиционных материалов (ПКМ). Многие из них легче и прочнее лучших металлических (алюминиевых и титановых) сплавов, а их применение позволяет снизить вес изделий. Уменьшение удельной массы конструкции в общей массе самолета является одним из действенных путей снижения себестоимости авиаперевозок [1]. У боевого самолета снижение массы планера позволяет увеличить массу полезной нагрузки или дальность полета.

В данной работе в качестве объекта для проведения исследований была выбрана направляющая лопатка входного направляющего аппарата компрессора низкого давления (ВНА КНД).

Входной направляющий аппарат компрессора низкого давления (рис. 1) предназначен для создания закрутки воздуха, поступающего на рабочие лопатки первой ступени компрессора, с целью снижения относительных скоростей и получения оптимальных углов набегания потока на профиль рабочей лопатки.

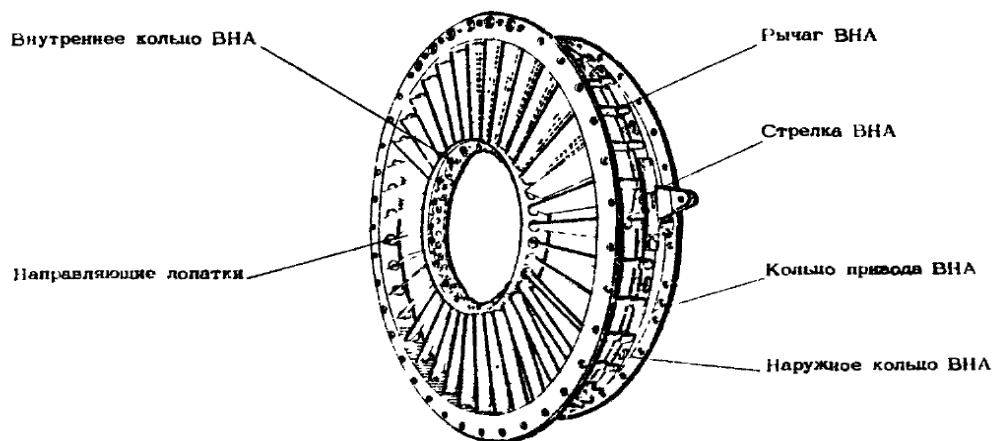


Рис. 1. Входной направляющий аппарат компрессора низкого давления

Все детали ВНА КНД, кроме шпилек, выполнены из титанового сплава. Для снижения массы входного направляющего аппарата титановые элементы конструкции заменяют на углепластиковые. Возможность применения ПКМ для изготовления опытного образца направляющего аппарата первой ступени компрессора низкого давления (лопатки) и определила основную цель данной работы. Выбор основных материалов для изготовления лопатки обусловлен условиями эксплуатации направляющего аппарата.

Условия эксплуатации направляющего аппарата:

–максимальная температура воздуха на входе $T_{вх}=182\text{ }^{\circ}\text{C}$;

–максимальная рабочая температура лопаток на максимальном режиме работы изделия не превышает $240\text{ }^{\circ}\text{C}$, кратковременно – $300\text{ }^{\circ}\text{C}$.

В последние годы за рубежом основным направлением для разработки материалов на рабочие температуры $+250 - +300\text{ }^{\circ}\text{C}$ выбрано направление в области создания перспективных бисмалеимидных связующих [2].

Для достижения поставленной цели, было сделано следующее:

1. Проведен анализ и выбор основных ма-

териалов для изготовления опытного образца направляющего аппарата первой ступени компрессора низкого давления на рабочие температуры до 300 °С. Для изготовления лопатки выбран углепластик БМИ-3/03692 на основе углеродной ткани фирмы «Porcher Industries» арт. 03692 и бисмалеимидного связующего БМИ-3 (разработка АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина»).

2. Разработана программа исследовательских испытаний и проведены испытания стандартных образцов. Данная программа испытаний позволила определить физико-механические характеристики углепластика на основе препрега БМИ-3/03692 в нормальных условиях и при повышенных температурах (при 120 °С и 270 °С).

3. Проведен анализ прочности, собственных частот колебаний лопатки направляющего аппарата в среде MSC/Nastran.

4. Разработаны конструктивно-технологические решения и технология изготовления лопатки из полимерных композиционных материалов. Разработана послойная модель лопатки с помощью САД-системы Unigraphics NX и проведено моделирование выкладки всех слоев опытного образца на-

правляющего аппарата первой ступени компрессора низкого давления.

5. По разработанным математическим моделям детали и их теоретическому контуру выполнена разработка математической модели оснастки с необходимыми технологическими припусками.

6. Изготовлена формообразующая оснастка.

7. Для сокращения времени изготовления лопатки применён автоматизированный раскрой элементов слоёв на промышленном плоттере Zund M-1600.

8. Изготовление образцы для испытаний на износостойкость.

9. Разработана технология механической обработки и контроля геометрии образца (при помощи системы ATOS III / III SO) направляющего аппарата первой ступени компрессора низкого давления.

В результате проделанной работы были изготовлены четыре опытных образца направляющего аппарата из углепластика БМИ-3/03692 (рис. 2). Изготовленные образцы переданы Заказчику, и в данный момент находятся на стадии испытаний.

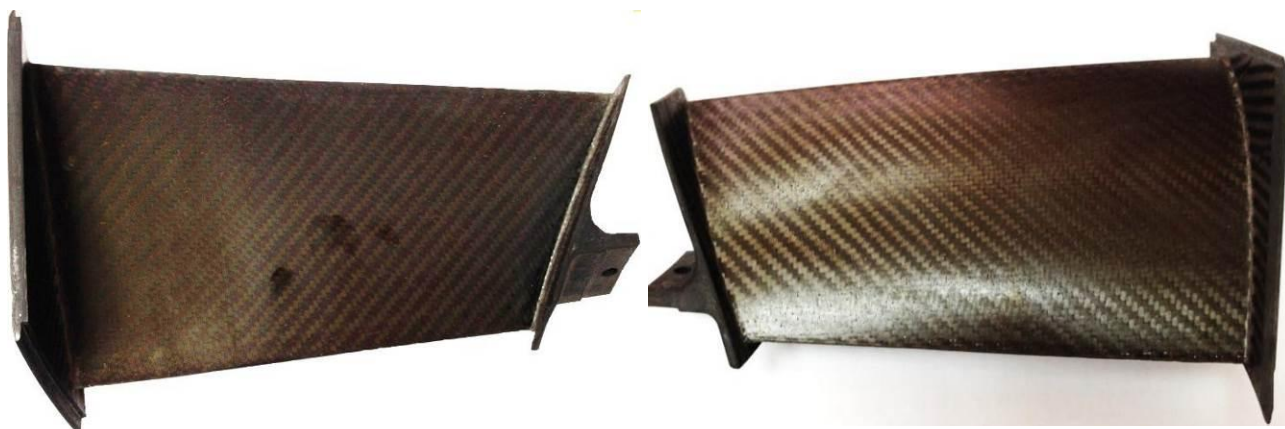


Рис. 2. Опытный образец направляющего аппарата первой ступени компрессора низкого давления из углепластика БМИ-3/03692

Список литературы

1. Композиционные материалы в конструкции летательных аппаратов. /Пер. с англ. под ред. А. А. Абибова. – М.: Машиностроение, 1975. – 265 с.

2. Мосиук В.Н., Томчани О.В., Сидоренко М.А., Долматов С.А. Термостойкие термореактивные связующие для высококачественных полимерных композиционных материалов. Материалы Междунар. науч.-техн. конф., -Обнинск, 2010, с. 37

СОПОСТАВЛЕНИЕ ИНЖЕНЕРНЫХ ТЕОРИЙ СОПРОТИВЛЕНИЯ ПЛАСТИН ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Кабанова Л.А.¹

¹МГУ, Москва, Россия; *lakabanova@yandex.com;

Аннотация: Проводится сравнение инженерных теорий сопротивления композиционных пластин – простейшей и теории нулевого приближения. Первая получена классическим методом гипотез. При построении второй используются совместно метод гипотез и метод сопутствующей задачи.

Ключевые слова: композиционные материалы, деформирование, разрушение.

Построение простейшей теории основано на выдвигании априорных предположений о распределении поля перемещений пластины. В работе используется гипотеза Кирхгофа-Лява [1, 2]: прямолинейное волокно, перпендикулярное к срединной плоскости в недеформированном состоянии, остается прямым, перпендикулярным к деформированной срединной поверхности и не изменяет свою длину. Обозначим перемещения во всей пластине $v_i(x_1, x_2, x_3)$, а в срединной плоскости – $w_i(x_1, x_2)$, тогда из гипотезы они связаны соотношением

$$v_i(x_1, x_2, x_3) = w_i(x_1, x_2) - x_3 \delta_{iK} w_{3,K}$$

Используя данное соотношение, можно получить выражения для деформаций в рассматриваемой задаче. Основными кинематическими характеристиками деформированного состояния являются деформации и кривизны срединной плоскости, определяемые, как

$$\gamma_{IJ} = \Delta_{IJKL} w_{K,L}, \quad \kappa_{IJ} = -w_{3,IJ}.$$

Из статической гипотезы $\sigma_{3i} \approx 0$, обратного закона Гука и уравнений равновесия получим постановку простейшей теории тонких анизотропных пластин:

$$(A_{IJKL} w_{K,L} - B_{IJKL} w_{3,KL})_{,J} = q_I$$

$$(B_{IJKL} w_{K,L} - D_{IJKL} w_{3,KL})_{,IJ} = q_3,$$

Где A, B, D – тензоры жёсткостей пластины:

$$A_{IJKL} = h \langle J_{IJKL}^{-1} \rangle,$$

$$B_{IJKL}(x_1, x_2) = h \langle x_3 J_{IJKL}^{-1} \rangle,$$

$$D_{IJKL} = h \langle x_3^2 J_{IJKL}^{-1} \rangle$$

К сожалению, простейшая теория обладает рядом недостатков. В частности, можно отметить противоречие: согласно гипотезе, поперечные деформации тождественно равны нулю, однако при непосредственной проверке легко заметить, что данное условие не выполняется.

Построение инженерной теории сопротивления композиционных пластин представляет собой продолжение цикла работ [3-4], основанных на использовании интегральной формулы. Интегральная

формула связывает перемещения точек неоднородного тела и аналогичного с точки зрения формы, нагрузок и граничных условий однородного тела. Для статической задачи теории упругости интегральная формула предложена в работе [4].

В работе [3] предложено альтернативное представление решения задачи на неоднородном теле, называемой исходной, через решение задачи на однородном теле, называемой сопутствующей – в виде ряда по пространственным производным последнего:

$$u_i(x) = v_i(x) + \sum_{q=0}^{\infty} N_{ikli_1 \dots i_q}(x) e_{kl, i_1 \dots i_q}$$

Здесь и далее малые латинские индексы принимают значения от 1 до 3, большие – от 1 до 2, по повторяющимся индексам выполняется суммирование, индекс после запятой обозначает производную по соответствующей координате. Коэффициенты этого ряда называют структурными функциями. По своему определению они являются основными носителями информации о характеристиках неоднородности материала. Структурные функции в конкретной задаче определяются из системы уравнений

$$(C_{ijmn} N_{mkl,n} + C_{ijkl})_{,j} = 0$$

$$(C_{ijmn} N_{mkl,1,n} + C_{ijmi_1} N_{mkl})_{,j} = C_{i_1,kl}^0 - (C_{i_1,mn} N_{mkl,n} + C_{i_1,kl})$$

$$(C_{ijmn} N_{mkl,1 \dots i_q,n} + C_{ijmi_q} N_{mkl,1 \dots i_{q-1}})_{,j} = - (C_{i_q,mn} N_{mkl,1 \dots i_{q-1},n} + C_{i_q,mi_{q-1}} N_{mkl,1 \dots i_{q-2}}) \quad q \geq 2.$$

Граничные условия к системе определяются граничными условиями исходной задачи. Важно отметить, что для материала с периодической неоднородностью в силу предположения об идеальном контакте компонент материала граничное условие формулируется в виде

$$\langle N_{mnk} \rangle_{\Sigma} = 0.$$

В качестве сопутствующего тела для построения теории нулевого приближения используется пластина Кирхгофа-Лява, таким образом, перемещения в исходном теле имеют вид

$$u_i = w_i - \delta_{iK} x_3 w_{3,K} + \sum_{q=0}^{\infty} (N_{ikL_1 \dots L_q} w_{k,L_1 \dots L_q} - ((q+1)N_{iKL_1 \dots L_q} + x_3 N_{iKL_1 \dots L_q}) w_{3,KL_1 \dots L_q}),$$

Основными кинематическими переменными задачи остаются деформации и кривизны срединной плоскости, однако в рассматриваемой теории они имеют несколько иной вид:

$$\gamma_{IJ} = w_{I,J}; \quad \kappa_I^0 = w_{3,I}; \quad \kappa_{IJ} = -w_{3,IJ}$$

Согласно подходу, изложенному в [4, 5], в качестве значимых берутся только слагаемые с $q = 0$, что приводит к итоговой постановке вида

$$(A_{IJKL} w_{k,L} - \widehat{B}_{IJKL} w_{3,KL})_{,J} + q_I = 0$$

$$(B_{IJKL} w_{k,L} - D_{IJKL} w_{3,KL})_{,IJ} + q_3 = 0;$$

Тензоры жесткостей подразумеваются обобщенными:

$$A_{IJKL} = h \langle \widehat{J}_{IJKL}^{-1} \rangle$$

$$\widehat{B}_{IJKL} = h \langle x_3 \widehat{J}_{IJKL}^{-1} + \widehat{J}_{IJKL3}^{-1} \rangle$$

$$B_{IJKL} = h \langle x_3 \widehat{J}_{IJKL}^{-1} \rangle$$

$$D_{IJKL} = h \langle x_3^2 \widehat{J}_{IJKL}^{-1} + x_3 \widehat{J}_{IJKL3}^{-1} \rangle$$

Помимо отличного набора кинематических переменных, теория нулевого приближения позволяет решить логическое противоречие о равенстве нулю поперечных деформаций. Более того, второе противоречие теории Кирхгофа-Лява – о равенстве нулю касательных напряжений при отличных от нуля внутренних силовых факторах – также решается применением теории нулевого приближения.

- [1] Ильюшин А.А., Ленский, В.С. Сопротивление материалов - М.: : Физматгиз, 1959. 372 с.
- [2] Зубчанинов В.Г. Основы теории упругости и пластичности - М.: : Высшая школа, 1990. 368 с.
- [3] Горбачёв В.И. Инженерная теория деформирования неоднородных стержней из композиционных материалов // Вестник МГТУ им. Н.Э.Баумана. Сер. Естественные науки. - 2016 г. № 6 :С.56-72
- [4] Горбачёв В.И. Метод тензоров Грина для решения краевых задач теории упругости неоднородных сред // Вычислительная механика деформируемого твердого тела. - 1991 г. № 2.С.61-76
- [5] Победря Б.Е. Механика композиционных материалов - М.: : изд-во МГУ, 1984. 336 с.

РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ ПОВЕДЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕНТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Р.А. Каюмов, И.З. Мухамедова

Казанский государственный архитектурно-строительный университет, Россия; kayumov@rambler.ru

Аннотация: Основные результаты исследования состоят в разработке методики расчета несущих элементов тентовой конструкции при действии статических и ветровых нагрузок. Проведены численные эксперименты для анализа напряженно-деформированного состояния при варьировании геометрических параметров элементов тентовых конструкций.

Ключевые слова: методика, расчет, тентовые конструкции, деформирование, эксперимент.

Введение

Как известно, покрытия играют очень важную конструктивную роль, защищая внутреннее пространство здания, в том числе обеспечивая звуко- и теплоизоляцию, которые напрямую влияют на комфортность сооружения. Схемы покрытий, основу которых составляют либо железобетонные плиты, либо деревянные или металлические элементы, массивны и абсолютно непригодны для стадионов, больших концертных или выставочных залов и павильонов, т.е. сооружений, связанных с массовым пребыванием людей и проведением масштабных зрелищ. Для создания большепролетной формы сооружения наиболее рационально использовать легкие тентовые покрытия. Конечно, сфера применения тентовых покрытий не ограничивается общественными зданиями. К типологическому списку можно добавить промышленные здания и сооружения специального назначения: склады, гаражи, ангары, цеха, лаборатории, теплицы, оранжереи и др.

Тентовое покрытие не подвержено коррозии, не реагирует на средне агрессивные химикаты. Конструкция, покрытая тентовой тканью, абсолютно герметична, поскольку при ее установке применяется особая технология сварки поливинилхлорид. Тентовое покрытие обладает рядом характерных черт, которые в определенных условиях превращаются в преимущества по сравнению с другими типами конструкций. В качестве основных таких свойств можно назвать возможность перекрытия больших пролетов, быстровозводимость, малый расход материалов, применимость практически во всех областях народного хозяйства, в том числе в сельском хозяйстве. При возведении тентовых сооружений наряду с достоинствами необходимо учитывать и их недостатки, такие как трудности поддержания микроклимата и малую долговечность. При построении расчетной модели был проведен анализ и, где это возможно, тестирование существующих программных средств, которые реализуют наиболее современные методы решения задач для вычисления напряжений и перемещений в расчетах тентовой конструкции с учетом собственного веса при воздействии постоянных и кратковременных нагрузок.

При описании сложных расчетных областей наиболее эффективным в настоящее время признан

метод конечных элементов (МКЭ). В расчетной модели для тентового полотна применялся четырехузловой пластинчатый конечный элемент, а для фермы – стержневой конечный элемент. В работе построение объемной схемы конструкций покрытия была произведено с применением программного комплекса «Лири-САПР® 2013 (R3)» система ВИЗОР-САПР. На рис. 1 представлена конечно-элементная модель объемной тентовой конструкции. Металлические фермы запроектированы с уклоном в одну сторону 9 %, верхний и нижний пояса фермы соединяются между собой раскосами. Размеры панелей 1,2 м. Ферма пролетом 18 м комплектуется из трех опорочных марок по 6 м. Монтажные соединения фланцевые. Соединение элементов решетки с поясами ферм бесфасоночное. Все заводские соединения элементов ферм сварные. Элементы ферм выполнены из гнuto-сварных квадратных труб. Опираение металлической фермы к подстропильной конструкции – шарнирное. Класс стали для поясов ферм, для распорок (решетки фермы) – С255.

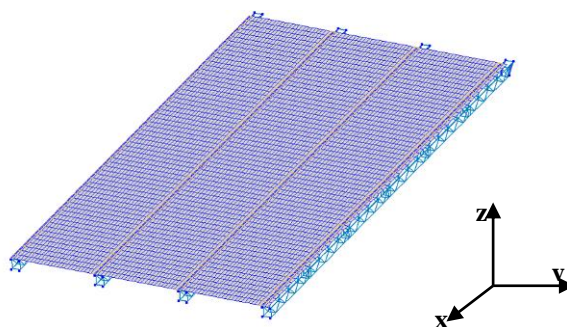


Рис. 1. Конечно-элементная модель объемной тентовой конструкции.

В программном комплексе использовалась геометрически нелинейная модель поведения элементов тентовых конструкций. При этом выполнен сбор нагрузок, назначены жесткости по элементам, выполнен нелинейный расчет пространственной схемы, получены значения перемещений и напряжений в элементах фермы и в самом тенте.

Сбор нагрузок был разделен по следующей схеме:

– *загружение № 1* С коэффициентом для рас-

четной нагрузки 1,05): учитывается собственный вес металлических конструкций: фермы, шпильки.

– *загрузка № 2* С коэффициентом для расчетной нагрузки: учитывается предварительное натяжения тента.

– *загрузка № 3*. Ветровая нагрузка принята из СП 20.13330.2011 «Нагрузки и воздействия» по схеме III (см. рис. 2).

– *загрузка № 4*. Ветровая нагрузка принята из СП 20.13330.2011 «Нагрузки и воздействия» по схеме IV (см. рис. 2). Следует отметить, что в программе загрузки №3 и №4 взаимоисключающиеся.

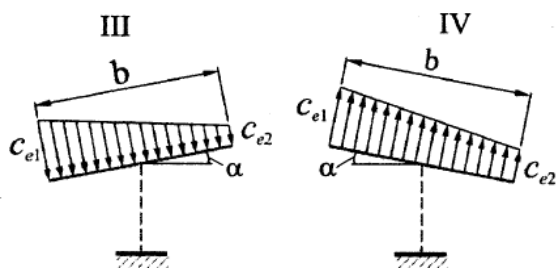


Рис. 2. Схемы воздействия ветровых нагрузок.

Рассматриваются три варианта расчетной модели. задается шаг опорных стержневых конструкций (металлическая ферма), для крепления тентового покрытия – 3 метра (*Вариант № 1*), 4 метра (*Вариант № 2*), 5 метра (*Вариант № 3*). Для расчета принята толщина тента в виде 1 мм, 1,5 мм и 2 мм. Варьируются геометрические параметры тентового полотна и проводится сравнительный анализ численных экспериментов.

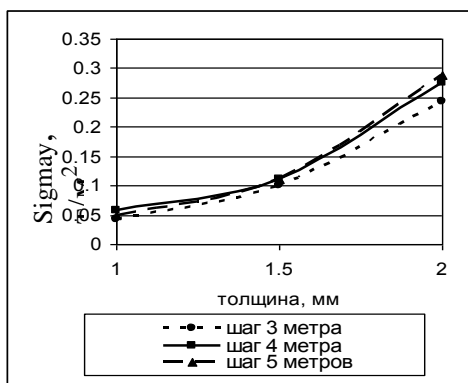


Рис. 3. Зависимость напряжения σ_y от шага опорных элементов – металлические фермы и от толщины тентового полотна.

Результатами расчета металлической фермы являются:

- вид деформированной схемы;
- эпюры наибольших моментов и усилий M , N , Q наиболее нагруженных элементов.

Для каждого пункта приводятся максимальные значения усилий, соответствующие наиболее невыгодному сочетанию нагружения для конструкции.

На рис.3 представлен график зависимости

напряжения в тентовом покрытии от шага опорных элементов – металлические фермы и толщины тентового полотна. На рис.4. приведены зависимости максимальных перемещений тентового покрытия от шага опорных элементов и толщины тента. На рис.5 изображены результаты численных экспериментов и получены графики зависимости перемещения опорной конструкции – металлической фермы от шага и толщины тента при 1 мм, 1,5 мм и 2 мм.

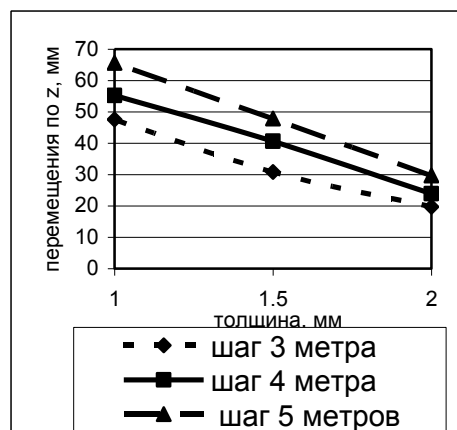


Рис. 4. Зависимость перемещения по оси z от шага опорных элементов и толщины тента.

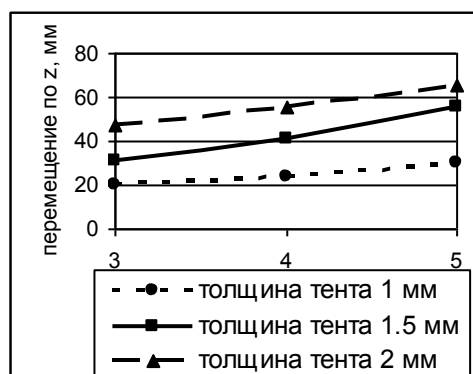


Рис. 5. Зависимость перемещения по z опорной конструкции – металлической фермы от шага и толщины тента 1 мм, 1,5 мм, 2 мм.

На основе анализа численных экспериментов получена регрессионная функция для напряжений σ_y (рис. 3) в виде:

$$f_{regr} = (a_0 + a_1 \cdot \xi + a_2 \cdot \xi^2) + (b_0 + b_1 \cdot \xi + b_2 \cdot \xi^2) \cdot x + (c_0 + c_1 \cdot \xi + c_2 \cdot \xi^2) \cdot x^2 \quad (1)$$

где ξ – шаг опорных элементов ($3 \leq \xi \leq 5$); x – толщина тентового полотна ($1 \leq x \leq 2$). Для определения искомых коэффициентов a_i, b_i, c_i ($i = \overline{0,3}$) используется метод минимизации квадратичной невязки между значениями напряжений σ_y , полученными в численных экспериментах и значениями

функции (1) для σ_y , полученными при величинах ξ и x , использованными в численных экспериментах. В рассмотренной задаче найдены следующие их значения:

$$\begin{aligned} a_0 &= -0,6851; & a_1 &= 0,56940; & a_2 &= -0,081182; \\ b_0 &= 0,70393; & b_1 &= -0,70219; & b_2 &= 0,10269; \\ c_0 &= -0,163503; & c_1 &= 0,23470; & c_2 &= -0,0343203; \end{aligned}$$

Отличие численных расчетов с помощью формулы (1) от численных экспериментов составило 7 %.

Далее, аналогично выше приведенному, построена регрессионная функция для перемещений тента вдоль оси z в зависимости от шага опорных элементов при разной толщине тента (см. рис. 5). Вид функции имеет вид (1), где за параметр ξ принята толщина тента, а за x – шаг опорных элементов. Минимизация квадратичной невязки привела к следующим искомым коэффициентам a_i, b_i, c_i ($i = \overline{0,3}$):

$$\begin{aligned} a_0 &= -19,6; & a_1 &= 42,5; & a_2 &= -6,2; \\ b_0 &= 42,35; & b_1 &= -65,45; & b_2 &= 21,7; \\ c_0 &= -10,35; & c_1 &= 16,45; & c_2 &= -5,3; \end{aligned}$$

Отличие численных расчетов с помощью формулы (1) от численных экспериментов составило 1 %.

Заключение

- 1) Разработана модель поведения элементов тентовых конструкций в геометрически нелинейной постановке.
- 2) Разработаны методики расчета несущих элементов тентовой конструкции при действиях статических и ветровых нагрузок.

3) Реализована расчетная модель поведения элементов тентовых конструкций в геометрически нелинейной постановке в программном комплексе «Лира-САПР»

4) Проведены численные эксперименты для проведения анализа НДС от варьирования геометрических параметров элементов тентовой конструкции.

Выводы

На основе полученных регрессионных зависимостей можно определить напряженно-деформированное состояние в тенте в зависимости от варьирования геометрических параметров тентовой конструкции. На основе анализа полученных численных результатов показано, что при шаге 5 метров наиболее выгодной толщиной тента будет 1 мм, так как это экономически целесообразно. При этом прочность конструкции обеспечивается с большим запасом. При увеличении толщины тента перемещения уменьшаются практически пропорционально толщине. При увеличении шага опорных конструкции (металлическая ферма) напряжения в полотне тента увеличиваются почти линейно.

Список литературы

1. Городецкий Д. А., Барабаш М. С., Водопьянов Р. Ю., Титюк В. П., Артамонова А. Е. Программный комплекс ЛИРА-САПР. М: Москва, 2013. 376 с.
2. Nagy-Györgya T., Sasb G., Dăescu A.C., Stoian V. Experimental and numerical assessment of the effectiveness of FRP-based strengthening configurations for dappedend RC beams // Engineering Structures. 2012. Т. 33, Т. 44. Р. 291–303.
3. Каюмов Р. А., Куприянов В. Н., Мухамедова И. З., Сулейманов А. М., Шакирова А. М. Деформирование представительной ячейки пленочно-тканевого композита при конечных перемещениях // Механика композиционных материалов и конструкций. 2007. Т. 13. № 2. С. 165–173.

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ МНОГОЭТАЖНОГО ЖИЛОГО ЗДАНИЯ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ

Р.А. Каюмов, И.З. Мухамедова

Казанский государственный архитектурно-строительный университет, Россия; kayumov@rambler.ru

Аннотация: Разработана методика определения ресурса многоэтажного железобетонного жилого здания при воздействии статических и динамических нагрузок, определены сроки службы конструкции. Построена конечно-элементная модель многоэтажного жилого здания с учетом изменения класса бетона и варьирования ветровой пульсационной нагрузки. Проведены численные эксперименты на длительную прочность.

Ключевые слова: методика, модель, долговечность, железобетонное здание, длительная прочность, численный эксперимент.

Введение

В настоящее время для расчета остаточного ресурса конструкций и прогноза времени их безаварийной эксплуатации применяются преимущественно методы, основанные на экспертных оценках, которые направлены на оценку вероятности возникновения аварийной ситуации и возможных ее последствий. Эти методы, как правило, носят качественный характер. Их применение дает неопределенную гарантию достоверности. Они позволяют определить только один показатель: либо вероятность отказа, либо прогнозируемое время дальнейшей эксплуатации.

Известны также количественные методы оценки ресурса строительных объектов, в основу которых положено применение вероятностных моделей и методов теории надежности. Методы расчета конструкций на надежность основаны на вероятностно-статистическом подходе. Основные аспекты и проблемы анализа надежности подробно рассмотрены в работах Майера М., Стрелецкого Н. С., Половко А.М., Болотина В.В., Острейковского В. А., Райзера В. Д., Ржаницына А. Р., Стрелецкий Н.С. первый провел анализ влияния срока службы на коэффициент запаса несущей способности эксплуатируемых конструкций. Ржаницын А. Р. разработал инженерный метод расчета строительных конструкций с применением теории надежности. Количественные методы являются достаточно сложными для инженерных приложений.

Анализ обзора исследований показал, что задача оценки остаточного ресурса зданий и сооружений в настоящее время недостаточно разработана. Однако, в связи с массовой выработкой нормативного срока службы промышленных предприятий чрезвычайно актуальной является разработка инженерных методов оценки остаточного ресурса, позволяющие получить на основе имеющейся небольшой статистической информации объективную оценку времени возможной дальнейшей эксплуатации конструкций с заданным уровнем надежности (риска).

В данной работе разработана численная методика по определению закона изменения остаточного ресурса и методика по прогнозированию срока службы конструкций железобетонного здания.

Предложен метод вычисления долговечности железобетонной конструкции по расчетным значениям, приведенным в СП 20.13330.2011. Нагрузки и воздействия. Расчет проводился с применением программного комплекса «ЛИРА САПР 2014».

Расчетная модель. Построим каркас многоэтажного железобетонного жилого здания. Зададим жесткость материалов элементов конструкции (колонны и плиты перекрытия) согласно СП 63.13330.2012 Бетонные и железобетонные конструкции. Для численных экспериментов рассмотрим самый нагруженный элемент в конструкции. Зададим статические и циклические нагрузки, согласно СП 20.13330.2011. В свою очередь, чтобы узнать нагрузки на элементы, используем таблицу РСУ (расчетные сочетания усилий) и получим исходные данные при сочетании нагрузок, которые воздействуют на элементы здания. Нами рассмотрены различные сочетания нагрузок: статическая ($P^{стат}$) статическая и ветровая ($P^{стат+ветр}$), ветровая и пульсационная ($P^{ветр+пульс}$), суммарная статическая, ветровая и пульсационная ($P^{общ}$).

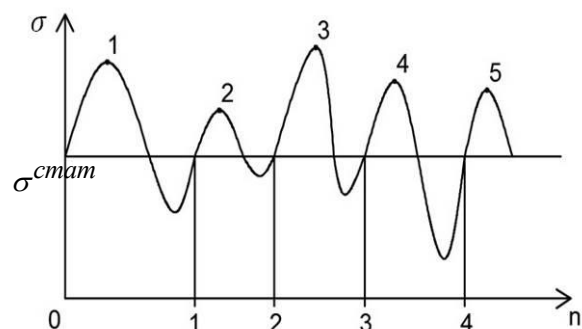


Рис. 1. Зависимость напряжений от количества циклов нагружения.

Определим напряжения от статической нагрузки ($\sigma^{стат}$), от статической и ветровой нагрузки ($\sigma^{стат+ветр}$), от ветровой и пульсационной ($\sigma^{ветр+пульс}$), и от общей ($\sigma^{общ}$). Построим зависимость напряжений от количества циклов воздействия нагрузок n , как показано на рис. 1. Определив напряжения, можем найти сумму изменяемой части напряжений по формуле:

$$\sigma^{\text{ветр+пульс}} = \sigma^{\text{общ}} - \sigma^{\text{стат}} \quad (1)$$

Далее, расчет проводим с учетом изменения пульсации ветровой нагрузки. Для этого введен некоторый коэффициент k , с помощью которого можно записать следующее выражение для напряжений:

$$\sigma^{\text{общ}} = \sigma^{\text{стат}} + \sigma^{\text{ветр+пульс}}/k. \quad (2)$$

Кривую Велера аппроксимируем по следующей формуле:

$$\sigma_i \delta i \dot{=} \sigma_0 / e^{\rho_m \cdot \beta \cdot (n-1)}, \quad (3)$$

где σ_0 - предел прочности бетона, β - механическая характеристика материала, ρ_m - коэффициент, который определяется по соотношению:

$$\rho_m = \sigma_m^{\text{общ}} / \sigma^{\text{стат}}. \quad (4)$$

Далее в численных расчетах было принято, что $\beta = 10^{-6}$. Кривая Велера. Используя максимальное напряжение ($\sigma^{\text{общ}}$), можно определить количество циклов (n_m^*), которое выдержит интересующий нас элемент.

Определив количество циклов n_m^* , рассмотрим задачу оценки долговечности здания. Найдем потерю ресурса за 1 год. Доля потери ресурса можно определить по следующему выражению:

$$\omega_m = N_m / n_m^*, \quad (5)$$

где N_m - количество циклов нагружения в год.

Далее определяем общую долю потери ресурса здания:

$$\omega^{\text{общ}} = \sum_{i=1}^n \omega_m^i. \quad (6)$$

Долговечность конструкции (t^*) можно теперь вычислить по следующей формуле:

$$t^* = 1 / \omega^{\text{общ}}. \quad (7)$$

Представленная методика определения долговечности здания предназначена для инженерных исследований и не требует применения обширной статистической информации.

По данной методике были проведены численные эксперименты для 6, 12 и 15 этажных зданий с применением классов бетона В40, В50, В60, В70.

Рассмотрим, например, здание 2-ух секционное 12-этажное, из которых 12 типовых жилых этажей, и технический этаж, имеет размеры в осях 48 x 23 м. Имеются 2 лифта, лифтовой холл, незадымляемая лестница.

Сборный железобетонный каркас сформирован из несущей системы «УИКСС». Поперечная и продольная жесткость здания обеспечивается ядром жесткости, установкой диафрагм, а также созданием жесткого диска перекрытия.

Колонны сборные – железобетонные. Сечение колонн - 500x500 мм. Вертикальные стыки выполнены по типу штепсельного соединения арматуры в скважинах или отверстиях на полимерном растворе. Соединения сборных железобетонных плит пере-

крытий – надколонных, пролетных и межколонных – выполнены по типу штепсельного соединения.

Поперечные стержни ставят без расчета, но с соблюдением требований норм. Расстояние между ними (по условию обеспечения закрепления продольных стержней от бокового выпучивания при сжатии) должно быть при вязаных каркасах не более 15d и не более 500 мм. Диаметр хомутов в вязанных каркасах должен быть не менее 5 мм и не менее 0.25d, где d-наибольший диаметр продольных стержней. Толщина защитного слоя поперечных стержней должен быть не менее 15 мм.

Ветровые нагрузки воспринимаются ядром жесткости и диафрагмами жесткости, толщина которых составляет 200 мм. В качестве ограждающих конструкций используется кладка из газобетонных блоков класса D600 толщиной 250 мм с вентилируемым фасадом.

Плиты перекрытия в системе принимаются железобетонными толщиной 160 мм. Межколонная плита выполнена с выпусками рабочей арматуры для соединения с пролетной плитой и скважинами для соединения с надколонной плитой. Плиты армируются сетками из арматуры класса А400. Пролетные моменты воспринимаются нижней рабочей арматурой, а опорные моменты – верхней рабочей арматурой. Защитный слой до рабочей арматуры принимается не менее 15 мм и не менее диаметра рабочей арматуры.

Район строительства – II, расчётное значение снеговой нагрузки (временной нагрузки на покрытие) по СП 20.13330.2011 составляет 240 кг/м². Система «каркас-фундамент-основание», состоящая из упругих элементов оболочки (плиты и диафрагмы жесткости) и стержней (колонны), с различными контурными условиями. Горизонтальные смещения фундамента приняты равными нулю. В расчетной модели отражены геометрические характеристики и материалы элементов каркаса (колонны, диафрагмы жесткости, плита перекрытия), условия сопряжения отдельных элементов друг с другом, нагрузки. Для обеспечения высокой точности расчета шаг триангуляции пластинчатых конечных элементов принят 0,4 м. Так же для формирования расчетной схемы и модели в пространстве использовался программный комплекс «САПФИР-2013».

Построены графики зависимости на рис.2 долговечности t^* для 6, 12 и 15 этажных зданий от класса бетона В40, В50, В60, В70. В численных экспериментах рассмотрена самая нагруженная колонна с сечением 500x500мм.

Построены зависимости долговечности здания от изменения ветровой пульсационной нагрузки. Для того, чтобы определить зависимость долговечности здания или элемента от изменения ветровой пульсационной нагрузки, рассмотрим жилое здания с разным количеством этажей (6, 12, 15) и будем варьировать нагрузку $\pm 30\%$. Жилое здание такое же, нагрузки те же. Рассчитываем самую нагруженную колонну с сечением 500x500 мм. Применяется класс

бетона В70. результаты расчетов приведены на рис.3.

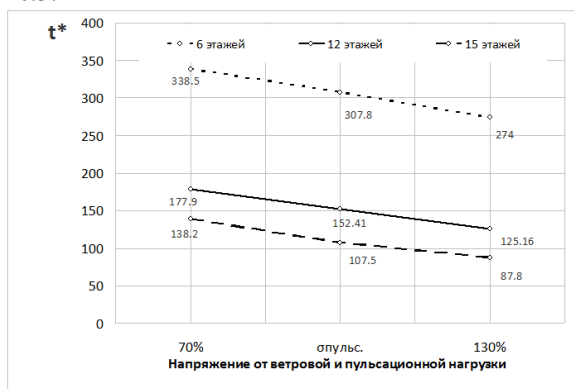


Рис. 2. Диаграмма зависимости долговечности здания от класса бетона.

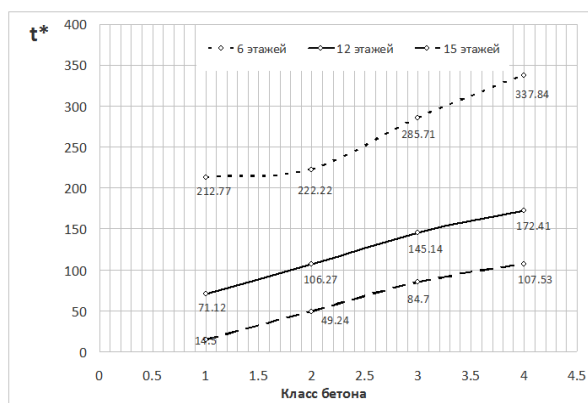


Рис. 3. Диаграмма зависимости долговечности здания от варьирования напряжения ветровой и пульсационной нагрузки.

Заключение

1. Разработана методика оценки срока службы конструкции типа многоэтажного железобетонного жилого здания.

2. Построена конечно-элементная модель многоэтажного жилого здания с учетом изменения класса бетона и варьирования ветровой пульсационной нагрузки.

3. Проведены численные эксперименты на длительную прочность железобетонных зданий в зависимости от класса бетона и варьирования ветровой пульсационной нагрузки.

4. Построены регрессионные функции по определению долговечности в зависимости от класса бетона и варьирования ветровой пульсационной нагрузки.

Выводы

1. Долговечность многоэтажного железобетонного жилого здания возрастает при увеличении класса бетона.

2. Долговечность растет при уменьшении количества этажей многоэтажного железобетонного жилого здания.

3. Долговечность железобетонного здания падает при увеличении пульсаций ветровой нагрузки.

Список литературы

1. Григолюк, Э.И., Чулков П.П. К расчету трехслойных пластин с жестким наполнителем // Изв. АН СССР. ОТН. Механика и машиностроение – 1964. - №1. - С. 67-74.
1. Болотин В.В. Методы теории вероятностей и теории надежности в расчетах сооружений. – М.: Изд-во АН СССР. 1977. №5. С. 86-93.
2. R A Kayumov, B F Tazyukov, I Z Muhamedova Nonlinear problems of stability cylindrical panels with imperfection // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 2016 V. 158 01025.
3. Симаков В.Д., Никитин Г.П. Компьютерное моделирование оголовка железобетонной колонны в ПК «ANSYS». Казань, 2015. 27 с.
4. Куприянов В.Н., Альтапов С.Р. Моделирование ветровых воздействий изменением формы здания // Известия КГАСУ. 2016. № 2 (36). С. 100–104.
5. Савицкий Г. А. Ветровая нагрузка на сооружения – М.: Стройиздат, 972. – 110 с.
6. Каюмов Р.А., Мухамедова И.З., Туйстна Е.В. Расчет балки с трещиной, находящейся под действием неравномерной циклической нагрузки // Известия вузов. Авиационная техника, КНИТУ. 2016 – №4. С.13-19.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ, ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ИСПЫТАНИЯ СИЛОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ ИЗ СЛОИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Комаров В.А., Павлов А.А., Павлова С.А.^{1,*}

¹Самарский университет, Самара, Россия; *pavlova-sva@yandex.ru.

Аннотация: Работа посвящена вопросам разработки силовых конструкций сложной формы из слоистых полимерных композиционных материалов. На примере пространственно-нагруженного кронштейна реализован поэтапный подход к проектированию, который наряду с требованиями обеспечения достаточной механической прочности, позволяет учитывать технологические особенности производства изделий из слоистого композиционного материала. Проведена экспериментальная верификация результатов проектирования.

Ключевые слова: слоистый композиционный материал, проектирование, оптимизация формы, конструктивно-технологическая группа, изготовление, конечно-элементная модель, испытания.

Введение

В аэрокосмической технике задача разработки композитной конструкции минимальной массы, которая обеспечивает достаточную прочность и жёсткость наряду с минимальными затратами на производство, является сложной и наукоёмкой. Традиционные методы проектирования, основанные на эмпирическом и конечно-элементном подходе не всегда позволяют достичь технологически осуществимое изделие. В рамках данной работы рассматривалась задача поэтапного проектирования сложно-нагруженного кронштейна из слоистого углепластика на основе биаксиальной углеродной ткани CC201 и эпоксидной системы SR8100/SD8824. Проектируемый кронштейн (рис. 1) предназначен передачи инерционных нагрузок, возникающих в процессе эксплуатации, от чувствительного элемента к основной конструкции.

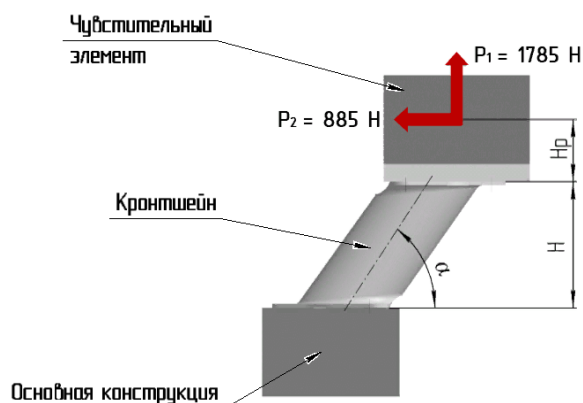


Рис. 1. Проектная задача.

Существующий вариант кронштейна изготовлен из титанового сплава ВТ23. Его масса составляет 1400 г. Металлический кронштейн состоит из цилиндрического тела, верхней и нижней подошвы. Крепление кронштейна к основной конструкции и чувствительному элементу осуществляется посредством болтового соединения по трём точкам к нижней и верхней опорам.

Методика проектирования

Процесс проектирования композитного кронштейна включал в себя несколько этапов. На первом этапе – концептуального проектирования – производился поиск рациональной конструктивно-силовой схемы. Рассматривались три варианта континуальных моделей силовых схем, отличающихся между собой формой поперечного сечения центрального тела кронштейна (рис. 2а).

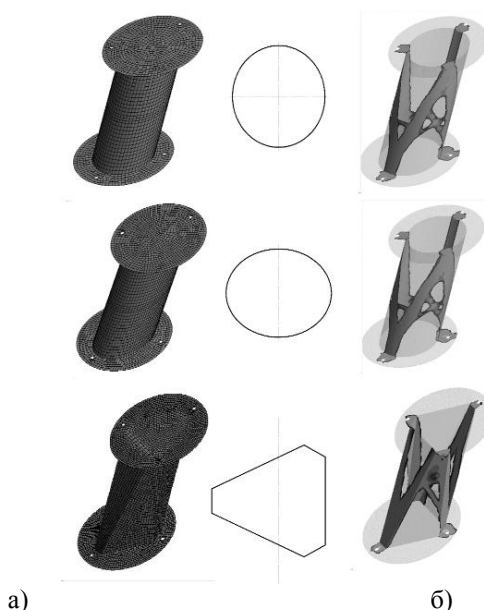


Рис. 2. Поиск силовой схемы – а) исходные континуальные модели; б) распределение плотностей.

Для каждого варианта континуальной модели создавалась оболочечная конечно элементная модель. К ней прикладывались граничные условия и нагрузки, моделирующие условия проектной задачи. После проводился линейный статический расчёт на прочность для каждого варианта континуальной модели.

На этапе оптимального проектирования осуществлялся поиск оптимальной формы кронштейна при помощи SIMP-метода (Solid Isotropic Material with Penalization). Согласно ему, для конкретной

континуальной модели вводится зависимость матрицы жесткости от непрерывных величин, которую физически можно интерпретировать как плотность материала [1]:

$$E(r) = E_0 \times \rho(r)^p \quad (1)$$

где $\rho(r)$ - функция «плотности», подлежащая определению; p - «штрафной» коэффициент, изменение величины которого означает использование соответствующей модели материала, интерполирующей его свойства для промежуточных плотностей. Задание величины показателя степени $p=3$ приводит к тому, что наличие промежуточных плотностей делает соответствующие регионы в области континуальной модели неэкономными, неэффективными для передачи усилий, и «вырезает» их из силовой работы. Распределение плотностей в континуальных моделях представлено на (рис. 2б). Полученные картины распределения позволяют понять направление основных потоков усилий в конструкции и сформировать её внешний облик.

Поиск оптимальной с точки зрения силовой эффективности конструкции осуществлялся на основе критерия «силовой фактор» G . Он одновременно величину и протяжённость действия внутренних усилий и вычисляется по следующему выражению [2]:

$$G = \int_V \sigma_{\max}^{eqv} dV \cong \sum_{i=1}^n \sigma_i^{eqv} V_i \quad (2)$$

где σ_{\max}^{eqv} - эквивалентные напряжения, действующие в конструкции; i - номер элемента; V - объем материала конструкции; V_i - объем элемента. Чем меньше значение силового фактора, тем выгоднее силовая схема. Изменение величины силового фактора в процессе SIMP-оптимизации представлен на рис. 3. По результатам оптимизации, второй вариант конструктивно-силовой схемы был выбран для дальнейшей проработки.

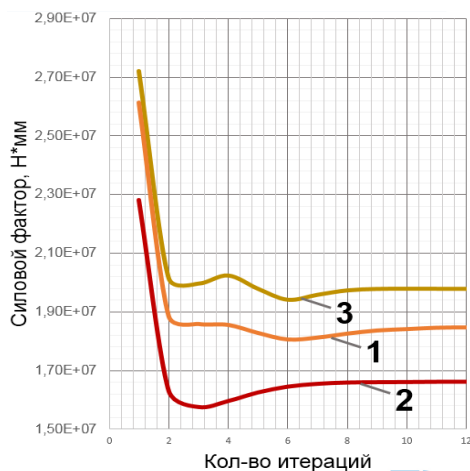


Рис. 3. Распределение силового фактора в континуальных моделях.

На последующем этапе – рабочего проекти-

рования – осуществлялся учёт особенностей производства изделий из слоистых композиционных материалов путем создания схемы конструктивно-технологического членения. Она состоит из отдельных конструктивно-технологических групп (КТГ). Объединение в группы происходило по признаку эквивалентности или подобности раскрытия слоев. При этом, итоговая схема конструктивно-технологического членения обеспечивает минимальное количество КТГ, возможность пошаговой сборки преформы, совместность силовой работы контактирующих КТГ. Для проектируемого кронштейна были определены четыре конструктивно-технологические группы. На рис. 4 каждая из групп на геометрической модели кронштейна выделена желтым цветом.

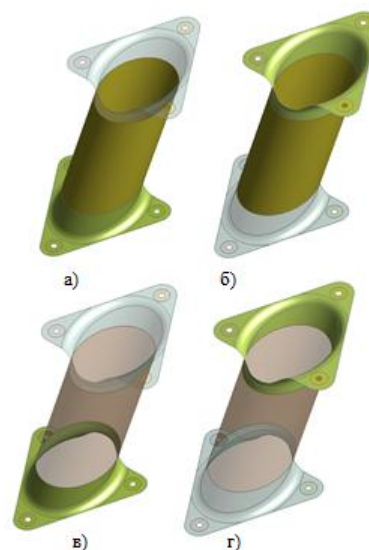


Рис. 4. Конструктивно-технологические группы (КТГ).

Исходя из условий прочности и технологичности, каждой конструктивной технологической группе присваивалась укладка по схеме $[0; 45] \times n_r$. На рис. 5 схематично показано цветом взаимное расположение конструктивно технологических групп.

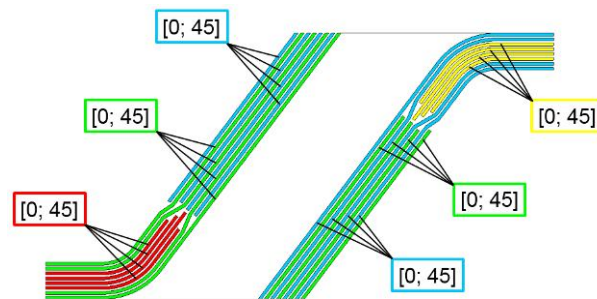


Рис. 5. Схема укладки конструктивно-технологических групп

Следующим этапом стало определение n_r для каждой конструктивно-технологической группы из условия минимума массы. На основе геометриче-

ской модели, схемы конструктивно технологического членения и выбранной схемы укладки формировалась конечно-элементная модель с анизотропными свойствами используемого углепластика. В качестве условия прочности выступал критерий максимальных напряжений:

$$k = \max \left(\left| \frac{\sigma_{11}}{\sigma_{11}^*} \right|, \left| \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{22}^*} \right|, \left| \frac{\sigma_{33}}{\sigma_{33}^*} \right|, \left| \frac{\tau_{12}}{\tau_{12}^*} \right|, \left| \frac{\tau_{13}}{\tau_{13}^*} \right|, \left| \frac{\tau_{23}}{\tau_{23}^*} \right| \right) \leq 1 \quad (3)$$

где σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} , τ_{12} , τ_{13} , τ_{23} – действующие значения напряжений в элементе конструкции, $[\sigma_{11}]$, $[\sigma_{22}]$, $[\sigma_{33}]$, $[\tau_{12}]$, $[\tau_{13}]$, $[\tau_{23}]$ – компоненты прочности слоистого углепластика. Если $k > 1$, то элемент конструкции считается разрушенным. Производился поиск оптимального значения p_r , для каждой конструктивно-технологической группы. Теоретическая масса оптимального варианта кронштейна составила 341 г.

Изготовление кронштейна

Изготовление спроектированного кронштейна осуществлялось методом вакуумной инфузии. На подготовительном этапе производится раскрой армирующего материала для каждой из КТГ, проводящей и жертвенной ткани, а также подготовка проводящих трубок. На следующем этапе производилась «сухая» выкладка преформы согласно схеме укладки с использованием фиксирующего состава. После формирования вакуумный пакет и производилась проверка герметичности сборки. Пропитка преформы предварительно подготовленным связующим осуществлялась под действием атмосферного давления. После полимеризации связующего в течение 6 часов производилось изъятие заготовки из вакуумного пакета и последующая механическая обработка. Общий вид готового кронштейна показан на рис. 6. Масса изготовленного кронштейна составила 350 г.



Рис. 6. Внешний вид кронштейна из слоистого углепластика

Статические испытания

Верификация результатов проектирования и производства композитного кронштейна осуществлялась путём проведения статических испытаний на прочность. Для проведения эксперимента использовалась специально спроектированная и изготовленная испытательная оснастка. Общий вид оснастки и положение кронштейна для разных вариантов нагружения представлены на рис. 7.

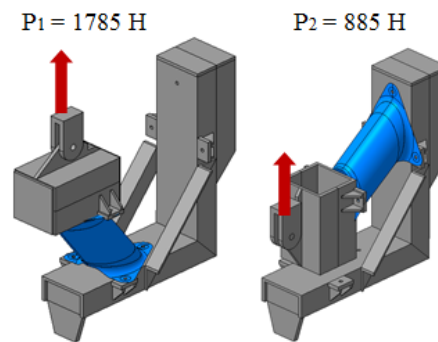


Рис. 7. Схема нагружения кронштейна в испытательной оснастке

Установка кронштейна в испытательную оснастку выполнена при помощи болтовых соединений. Нагружение производилось со скоростью 2 мм/мин. Во время нагружения автоматически фиксировались значения измерений датчика силы и датчика линейных перемещений нагружающего гидроштока. График зависимости силы от линейных перемещений гидр штока в процессе испытаний показан на рис. 8.

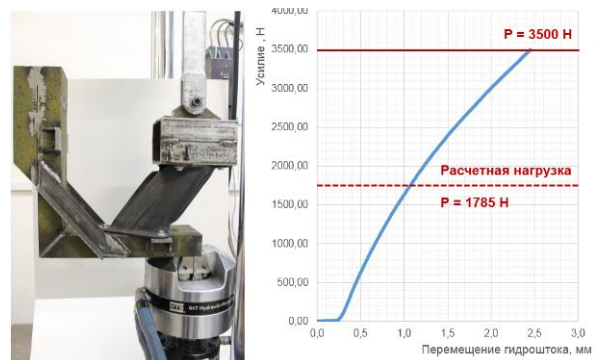


Рис. 8. График нагружения кронштейна

Кронштейн нагружался до тех пор, пока значения усилий не превысит двукратное значение расчетной нагрузки, после чего нагружение прекращалось. Результаты испытаний показали эффективность использованного метода проектирования, хорошую сходимость математической модели и качество изделия

Заключение

Решена задача проектирования сложно-нагруженного кронштейна из слоистого полимерного композиционного материала с учётом технологических особенностей изготовления изделия методом вакуумной инфузии и требований минимизации массы готового изделия.

Список литературы

1. Bendsoe, M.P. Topology Optimization: Theory, Methods and Applications // New York: Springer, 2003. – 271 p.
2. Комаров, В. А. Прогнозирование и контроль массы авиационных конструкций с использованием критерия силовой фактор/ В.А. Комаров, А.В. Гуменюк // Общероссийский научно-технический журнал "Полет", 2003 (№6). – с. 24-30.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ПЛОСКИХ ОБРАЗЦОВ И ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТЕРМОПЛАСТА, АРМИРОВАННОГО КОРОТКИМИ ВОЛОКНАМИ

Куркин Е.И.^{1,*}, Спирина М.О.¹, Чертыковцева В.О.¹

¹Самарский национальный исследовательский университет, Самара, Россия; *eugene.kurkin@mail.ru;

Аннотация: В работе проведено экспериментальное исследование плоских образцов и проушин из композиционного материала на основе полиэфирэфиркетона, армированного короткими угольными волокнами Victrex PEEK 90HMF20 и Victrex PEEK 90HMF40.

Ключевые слова: композиционные материалы, литье под давлением, эксперимент, образцы, проушины, механические характеристики

Изготовление пластин-заготовок

В работе проведено экспериментальное исследование плоских образцов и проушин из композиционного материала на основе полиэфирэфиркетона, армированного короткими угольными волокнами PEEK 90HMF 20 [1] и PEEK 90HMF 40 [2]. Высокие механические характеристики данного типа термопластов позволяют использовать их для производства сверхлегких конструкций аэрокосмического назначения. Образцы материала и проушины получены путем гидроабразивной резки из пластин-заготовок, что позволило исследовать анизотропию материала (рис. 1).

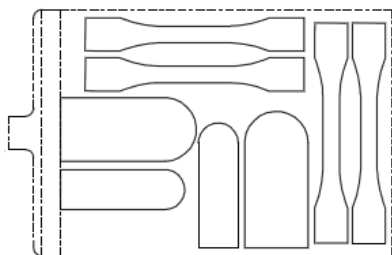


Рис. 1. Пример схемы раскроя пластины.

Разработана оснастка для литья пластин-заготовок под давлением. Проведен анализ напряженно-деформированного состояния оснастки для литья пластин из композиционного термопластичного материала и определены мероприятия для удовлетворения оснасток требованиям, предъявляемым к технологической оснастке и оборудованию, необходимых для производства деталей из короткоармированных композитов. Выбрано рациональное сочетание геометрических характеристик элементов, обеспечивающее удовлетворение требованиям жёсткости и прочности оснастки, а также удовлетворяющих условию минимальной передачи тепла от матриц к плитам оснастки. Проведен поверочный прочностной расчет оснастки (рис. 2).

Для изготовления плоских пластин размером 200x150x4 мм использовалась формовочная инъекционно-литьевая машина Negri Bossi. Технологические параметры литья представлены в табл. 1.

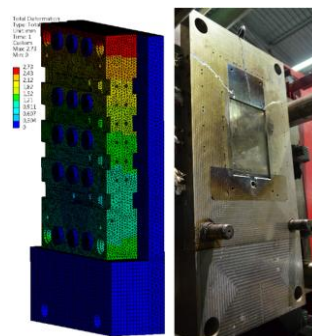


Рис. 2. Оснастка, используемая для литья пластин-заготовок.

Табл. 1. Технологические параметры литья.

Параметр	PEEK 90HMF 20	PEEK 90HMF 40
Диаметр шнека, мм	60	60
Скорость подачи шнека, мм/мин	10	20
Инжекционное давление, МПа	150	200
Температура формы, °С	250	250
Температура состава, °С	350	350

Изготовлено более 20 пластин из термопластичного материала, армированного короткими высокопрочными волокнами (рис. 3). Основной материал пластин - Victrex PEEK 90HMF20, армированный 20% угольными волокнами. Для определения влияния состава на параметры литья и механические характеристики материала 5 пластин изготовлены из материала Victrex PEEK 90HMF40, армированного 40% угольных волокон.



Рис. 3. Пример изготовленной пластины.

Изготовление образцов и проушин

В случае литья проушин возможно наличия линии спая в их центральной области. В линии спая наблюдается ослабление несущих свойств материала вследствие низкого уровня смещения армирующих волокон и образования окисных пленок на поверхности встречающихся потоков. Поэтому целесообразным представляется изготовление образцов и проушин методом гидроабразивной резки (рис. 4). Размер пластин позволяет вырезать в произвольном направлении образцы проушин и плоские образцы по стандарту ISO527 [3].



Рис. 4. Гидроабразивная резка.

Образцы вырезаны для определения жесткости и прочности материала при растяжении по стандарту ISO-527-2-2012 [3] (под углами 0, 45 и 90 градусов к направлению литья пластины, более 5 образцов на каждый вид испытаний). Исследовано два размера проушин: М (80 x 38 мм) и S (80 x 24 мм). Толщина проушин - от 3,7 до 4,8 мм. Диаметр отверстия проушин 12 мм обеспечивает высокую жесткость стального болта и позволяет использовать экстензометр MTS 632.03F-20 для измерения овализации отверстия при растяжении. Раскрой пластин выбран таким образом, чтобы каждый размер проушин был расположен как вдоль (S_0 и M_0) так и поперек (S_90 и M_90) направления литья, что позволяет исследовать зависимость жесткости и прочности проушин от ориентации волокон в изделии.

Диаметр области поражения материала превышает внутренний диаметр проушин (12 мм). Поэтому было принято решение изготавливать отверстия в проушинах механической обработкой. После обозначения центра отверстия проушина обрабатывалась центровочным сверлом (рис. 5а). Для обеспечения правильной посадки отверстия проушины на ось испытательной оснастки, поверхность отверстия обрабатывалась разверткой (рис. 5б).



Рис. 5. Механическая обработка отверстия: а) сверление, б) развертка.

Испытания плоских образцов

С использованием универсальной сервогидравлической машины MTS 793 (рис. 6) проведены испытания по определению механических характеристик изготовленных образцов, вырезанных под различным углом относительно направления литья (рис. 7).

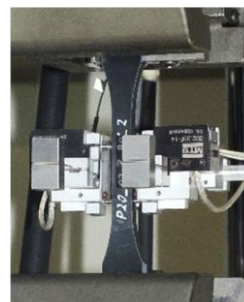


Рис. 6. Установка образца в испытательной машине.

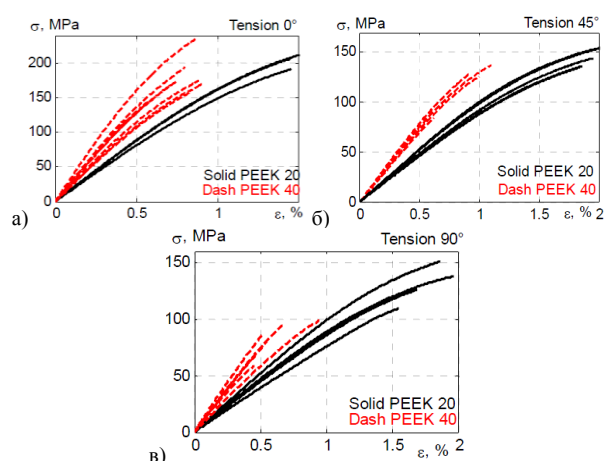


Рис. 7. Результаты испытаний плоских образцов: а) 0°, б) 45°, в) 90°.

Средние значения механических характеристик образцов и коэффициенты вариации представлены в табл. 2.

Табл. 2. Механические характеристики плоских образцов.

Расположение образца на пластине	E, МПа	CV_E , %	σ_{max} , МПа	$CV_{\sigma_{max}}$, %
Victrex PEEK 90HMF20				
0°	17381	3,7	205	4,2
45°	9765	5,6	144	6,2
90°	9040	9,9	128	13,2
Victrex PEEK 90HMF40				
0°	28597	10,6	185	17,8
45°	15415	5,5	121	15,3
90°	14781	15,3	90	9,1

Материал Victrex PEEK 90HMF20 показал себя более технологичным – характеристики материала показали меньший коэффициент вариации.

Испытания проушин

Все проушины нагружались растягивающим усилием вдоль оси симметрии образца. Определение

несущей способности осуществлялось при помощи датчика силы универсальной сервогидравлической испытательной машины MTS (рис. 8).



Рис. 8. Установка проушины в испытательной машине.

Модуль перемещений проушины зависит от места закрепления (заделки) ее свободного конца, поэтому трудно проверяется экспериментально. Для сравнения результатов с экспериментом оценена величина овализации отверстия (1):

$$\omega = \frac{D_1 - D_0}{D_0} \cdot 100\%, \quad (1)$$

где $D_0 = 12$ мм – исходный диаметр отверстия;

D_1 – длина отверстия в результате его деформации.

Рассмотрено номинальное напряжение (2):

$$\sigma_{ном} = \frac{F}{d \cdot h}, \quad (2)$$

где F – разрушающее усилие, Н;

d – диаметр отверстия проушины, мм;

h – толщина проушины, мм.

На основе экспериментальных данных построены зависимости номинальных напряжений от овализации отверстий проушин (рис. 9).

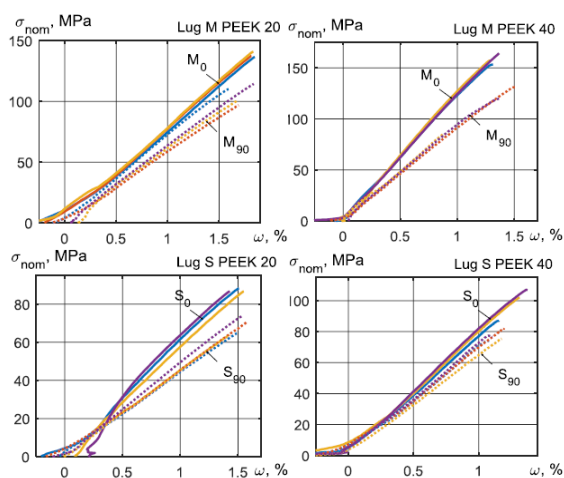


Рис. 9. Зависимости номинальных напряжений от овализации отверстий проушин.

Значения разрушающих номинальных напряжения для каждого размера проушин представлены в табл. 3.

Табл. 3. Номинальное разрушающее напряжение в проушинах.

Victrex PEEK 90HMF20				
№ эксп.	M_0	M_{90}	S_0	S_{90}
1	136,6	110,1	88,3	64,7
2	137,4	96,9	86,8	70,3
3	141,0	100,9	86,7	63,8
4	128,0	114,4	86,8	73,9
Среднее значение	135,8	105,6	87,2	68,2
CV, %	4	8	1	7
Victrex PEEK 90HMF40				
№ эксп.	M_0	M_{90}	S_0	S_{90}
1	153,2	114,3	87,0	74,0
2	147,9	131,0	97,4	81,9
3	157,1	85,84	102	75,4
4	164,3	120,3	107	77,4
Среднее значение	155,6	112,9	98,4	77,2
CV, %	4,4	17	8,6	4,4

Выводы

Проведено исследование плоских образцов и проушин, вырезанных методом гидроабразивной резки из пластин, отлитых из полиэфирэфиркетона, армированного короткими угольными волокнами с содержанием 20% и 40%, Victrex PEEK 90HMF20 и Victrex PEEK 90HMF40. Раскрой пластин выбран таким образом, чтобы образцы располагались под углами 0, 45 и 90 градусов к направлению литья пластины; а каждый размер проушин был расположен как вертикально, так и горизонтально на пластине. Проушины и образцы испытаны на растяжение на универсальной сервогидравлической машине MTS 793 с плавным возрастанием нагрузки вплоть до момента разрушения. Жесткость и прочность рассматриваемого материала зависит от ориентации волокон в изделии. В эксперименте получено, что жесткость и прочность проушин, вырезанных из пластины вдоль направления литья выше жесткости и прочности проушин, вырезанных поперек к направлению литья.

Авторы выражают благодарность Георгию Чарквиани за помощь в проведении эксперимента по исследованию механических характеристик образцов и проушин.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 16-31-60093 мол_а_дк.

1. Основные характеристики материала Victrex PEEK 90HMF20 [Электронный ресурс] / URL: https://www.victrex.com/victrex_tds_90hmf20.pdf (дата обращения 25.04.2018)
2. Основные характеристики материала Victrex PEEK 90HMF40 [Электронный ресурс] / URL: https://www.victrex.com/victrex_tds_90hmf40.pdf (дата обращения 25.04.2018)
3. ISO-527-2-2012. Plastics. Determination of tensile properties. Test conditions for moulding and extrusion plastics [Text] – 2012. – 20 p.

АНАЛИЗ ВЫБРОСОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ПРОЧНОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ ПКМ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕОРИИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ

Лисаченко Н.Г.^{1*}, Попов А.Г.¹, Думанский А.М.^{1,2}

¹АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина, Обнинск, Россия; *lisachenkong@technologiya.ru

²ИМАШ РАН, Москва, Россия.

Аннотация: Рассмотрены критерии для экспертного оценивания выбросов в процедуре расчета статистически обоснованных прочностных характеристик полимерных композиционных материалов. Предложен ряд дополнительных критериев, способствующих принятию обоснованных решений.

Ключевые слова: полимерные композиционные материалы, выбросы, теория принятия решений

Введение

Достоверное определение статистически обоснованных прочностных характеристик является одним из основных инструментов повышения надежности конструкций, изготовленных из полимерных композиционных материалов.

Алгоритм расчета значений базисов А и В [1] (или допустимых уровней А и В [2]) прочностных характеристик ПКМ включает в себя этапы проверки статистических гипотез. На каждом из этапов после применения статистического критерия окончательное решение принимается на основании экспертной оценки. В [1] предложен ряд вопросов, которые следует рассмотреть, принимая решение на том или ином этапе. Они не являются строго детерминированными, а носят скорее рекомендательный характер, давая возможность пользователям алгоритма выработать свою стратегию принятия решений, основываясь на собственном опыте обработки результатов прочностных испытаний.

Накопленный опыт расчета базисов показал необходимость расширения списка рассматриваемых вопросов (в теории принятия решений – «критериев») и формулировки практических рекомендаций по работе с каждым из них.

В данной работе рассмотрены критерии принятия решений на одном из начальных этапов обработки данных, этапе анализа выбросов – резко выделяющихся значений в совокупности данных.

Выбросы

Выбросы идентифицируются с помощью статистических тестов или визуально по диаграмме рассеяния. Выбросами могут оказаться ошибочные значения, причиной которых является несоблюдение условий проведения испытаний, дефект образца или ошибки при регистрации результатов.

В алгоритме [1] для определения статистических выбросов используется критерий максимальных нормированных отклонений

$$MNR = \max_i \frac{|x_i - \bar{x}|}{s}, \quad i = 1, 2, \dots, n,$$

где x_1, x_2, \dots, x_n – значения в выборке объема n ; \bar{x} и s – выборочные среднее и стандартное отклонение соответственно. Критические значения на выбранном уровне значимости α :

$$C_{n,\alpha} = \frac{n-1}{\sqrt{n}} \sqrt{\frac{t^2}{n-2+t^2}},$$

где t – $[(1-\alpha)/n]$ квантили t -распределения с $(n-2)$ степенями свободы, α – уровень значимости.

Если вычисленное по результатам испытаний значение статистики MNR не превышает критического, то набор данных не содержит статистических выбросов. Некоторые точечные значения, не являющиеся статистическими выбросами, могут оказаться выбросами по визуальной оценке. Статистические выбросы и выбросы по визуальной оценке рассматриваются с целью принятия решения об их исключении или сохранении. Выбросы, для которых найдена причина отклонения, следует по возможности скорректировать (при ошибке в регистрации результата, ошибке в вычислениях) или исключить (при обнаружении дефекта образца, несоответствии условий проведения испытаний техническим требованиям и т.п.), и дальнейшие расчеты проводить без них.

Значения выбросов, причины которых не были обнаружены, в общем случае рекомендуется сохранить. Рассмотрение выброса с целью исключения имеет смысл, если его влияние на результат расчета базисов оказывается значимым.

Рекомендации по процессу «суждения», приведенные в [1], следующие:

1. Если выброс, обнаруженный в одной из партий, оказывается в диапазоне не-выбросов других партий, его следует сохранить.
2. В случае доступности повторных испытаний, их результаты могут заменить или дополнить данные, содержащие выброс.
3. Выброс, являющийся максимальным значением и находящийся за известными и/или теоретически рассчитанными характеристиками материала, имеет смысл отбросить.

Наблюдаются ситуации, когда ни одна из этих трех рекомендаций не позволяет принять решение. Например, выброс был обнаружен в объединенной совокупности (а не в отдельной партии), при этом результаты повторных испытаний недоступны, и выброс не является максимальным значением. В таком случае результат суждения окажется абсолютно субъективным. В данной работе предложены еще четыре рекомендации, которые можно использовать как дополнительные (в случае неопределенности), так и наравне с первыми тремя.

4. Низкий разброс значений партии или

объединенной совокупности с учетом выброса является аргументом в пользу его сохранения, так как результат статистического теста может быть объяснен скуденностью остальных значений.

5. Имеет смысл вычислить критерий MNR на разных уровнях значимости, тем самым оценив степень его критичности.

6. Следует проанализировать влияние выброса на однородность данных и вид распределения. Если совокупность данных с выбросом получается существенно однороднее и/или наблюдаемое распределение существенно нормальнее, чем для данных без выброса, то имеет смысл его сохранить.

7. Непараметрические тесты, устойчивые к отклонениям от нормального распределения, могут подтвердить или опровергнуть результаты теста MNR и/или визуальной оценки.

Теория принятия решений

Вес и приоритет каждого из критериев заранее устанавливается экспертом (или группой экспертов). После проведения испытаний и получения результатов решение о каждом конкретном случае принимает один человек, в теории экспертных оценок называемый «лицом, принимающим решение» – ЛПР [3]. Насколько субъективной будет оценка ЛПР, зависит от экспертов. Есть возможность свести субъективность к минимуму, тогда вместо ЛПР окончательное решение может принять компьютерная программа, однако опыт расчета базисов для ПКМ показал, что такой подход допустим только для характеристик, которые уже были получены ранее в достаточном объеме (например, в результате периодического входного контроля).

Поскольку совокупность возможных вариантов решения проблемы выброса представляет собой две альтернативы – «не выброс» или «выброс», шкалу выбирают так, чтобы мнение в пользу альтернативы «не выброс» оценивалось положительным числом, а «выброс» – отрицательным. При превышении некоторыми приоритетными критериями оценки выше или ниже критической остальные критерии не рассматриваются. Приоритетные критерии и их критические значения также устанавливают эксперты.

Результаты и их обсуждение

Процедура принятия решений была разработана для анализа результатов входного контроля препрега HexPly на основе однонаправленной углеродной ленты, пропитанной эпоксидным связующим. На входном контроле препрега определяются четыре механические характеристики отвержденного углепластика: предел прочности и модуль упругости при растяжении, прочность межслояного сдвига при нормальной и повышенной температурах. На диаграмме рисунка 1 представлены результаты испытаний на сдвиг при нормальной температуре для одной из поставок препрега, состоящей из шести партий, в каждой из которых было испытано по пять образцов углепластика.

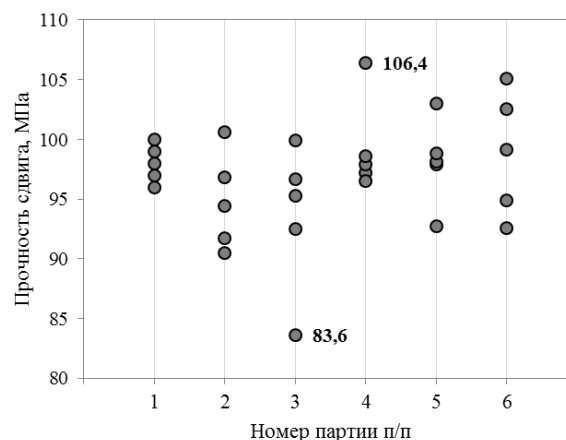


Рис. 1. Диаграмма рассеяния значений прочности

Минимальное значение прочности третьей партии, 83.6 МПа, является статистическим выбросом из всей поставки, не являясь статистическим выбросом внутри своей партии. Максимальное значение четвертой партии, 106.4 МПа, напротив, является статистическим выбросом в своей партии, не являясь статистическим выбросом из всей совокупности.

Сформулированная в результате экспертной оценки процедура принятия решения для данного вида испытаний приведена в таблице 1.

Табл. 1. Экспертная оценка процедуры анализа выбросов

	критерий	приоритет	диапазон
1	межпартийный анализ	нет	от $-n/2$ до $n/2$ (где n – число партий)*
2	повторные испытания	нет	по усмотрению ЛПР
3	завышенный результат	нет	-1 ($\sigma \geq 105$ МПа), -3 ($\sigma \geq 110$ МПа) или +1 (выброс минимален)
4	низкий разброс значений	да ($CV \leq 4\%$)	+2 ($CV \leq 5\%$)
5	уровень значимости MNR	нет	-1 или -2**
6	однородность и нормальность	да (по усмотрению ЛПР)	от -3 до +3 (по усмотрению ЛПР)
7	непараметрический тест	нет	+1 ($MAD < 5$), 0 или -1 ($MAD > 5$)

* за каждую партию, в которой рассматриваемое значение не является статистическим выбросом, прибавляется 1/2 балла, и наоборот

** для статистического выброса вычитается 1 балл, если он является выбросом и на уровне значимости 2,5%, 2 балла, если на уровне 1%, для выброса по визуальной оценке вычитается 1 балл, если он является выбросом на уровне значимости 10%

Было выбрано два приоритетных критерия. Согласно первому, низкое значение коэффициента

вариации как внутри одной партии, так и в объединенной совокупности позволяет сохранить выброс,

без рассмотрения других критериев. Критическим значением вариации на основании опыта аналогичных испытаний принято значение 4%. Согласно второму критерию, в том случае, когда сохранение или удаление выброса приводит к существенному с точки зрения ЛПР улучшению картины однородности и/или нормальности данных, данное решение имеет приоритет и остальные критерии могут не рассматриваться. Если приоритетные критерии дают противоречивые результаты, решение принимает и аргументирует ЛПР.

В качестве непараметрического критерия был выбран MAD-тест для выборок небольшого размера, основанный на вычислении медианы абсолютных отклонений. Тестовая статистика критерия

$$MAD = \frac{|x_B - m(x_i)|}{m(|x_i - m(x_i)|)},$$

где x_B – проверяемое значение; $m(x_i)$ – медиана исходных данных; знаменатель – медиана абсолютных отклонений. В MAD-тесте выбросом считается значение, для которого тестовая статистика превышает число пять. В этом случае было решено из интегрального показателя вычитать единицу, а в случае, когда тестовая статистика ниже пяти – прибавлять. Все критерии имели одинаковый вес.

В табл.2 приведены результаты анализа рассматриваемых выбросов, проведенного ЛПР.

Табл. 2. Результаты оценки критериев

порядковый номер критерия	Расчет интегрального показателя	
	выброс 83,6 МПа	выброс 106,4 МПа
1	+2	+2
2	-	-
3	+1	-1
4	0	+2
5	0	-1
6	-1	0
7	-1	-1
Итого	1	1

Оба рассматриваемых значения являются статистическими выбросами в одной из отдельных партий, не являясь выбросами в оставшихся пяти. Таким образом, суммарный балл первого критерия для обоих выбросов составляет +2. Повторные испытания образцов не проводились, поэтому второй критерий не рассматривался. Минимальный выброс 83,6 по третьему критерию оценивается в +1 балл, значение максимального выброса лежит в интервале от 105 до 110 МПа, который был принят экспертами как «завышенный» и оценен в -1 балл. С другой стороны, анализ выброса 106,4 МПа по четвертому критерию позволяет прибавить к интегральному показателю 2 балла, так как разброс значений в четвертой партии вместе с выбросом составляет всего 4,1%, что, скорее всего, говорит о случайной скупченности остальных четырех значений характеристики. И т.д.

В результате рассмотрения всех семи критериев интегральный показатель для обоих выбросов оказался равен единице. Было принято решение сохра-

нить оба выброса для дальнейших расчетов.

Как правило, жесткой аргументации для сохранения выбросов не требуется (в отличие от случаев их удаления), так как основной подход к результатам любых испытаний – по возможности сохранять выбросы, причины которых не обнаружены. Для внесения в протокол факта сохранения статистического выброса достаточно указать одну-две наиболее веские причины. Ими по усмотрению ЛПР могут стать критерии из первой тройки, т.е. предложенные авторами алгоритма [1], так и критерии, внесшие наибольший вклад в интегральный показатель.

В приведенном примере сохранение первого выброса (83,6 МПа) аргументируется тем, что для четырех партий из шести он выбросом не является. Сохранение второго выброса (106,4 МПа) можно обосновать так же, кроме того, существенным аргументом в пользу его сохранения является упомянутый выше низкий коэффициент вариации внутри партии с выбросом.

Заключение

Может сложиться впечатление, что использование большого количества критериев усложняет работу как экспертов, так и ЛПР, однако следует помнить, что всесторонний анализ выбросов способствует более четкому пониманию их природы, в то время как основная цель процедуры экспертного оценивания – с большей достоверностью определить, был ли выброс результатом свойственных материалу разбросов значений или ошибкой, причину которой не удалось обнаружить.

Сформулированные в работе критерии позволяют убедительно обосновать принятое решение. Предложенная процедура анализа выбросов вместе с процедурами анализа однородности данных и видов распределений может быть использована на этапе разведочного анализа данных, обычно предшествующем применению современных методов прикладной статистики, а также при контроле качества процесса изготовления и испытания материалов.

Список литературы

1. Composite Materials Handbook – 17 (CMH-17). SAE International on behalf of CMH-17, Wichita State University, March 2012 – Chapter 8 Statistical Methods
2. Композиционные материалы. Т. 8. Ч. 2. / Под ред. Л.Браутмана и Р.Крока / Анализ и проектирование конструкций (редактор тома К.Чамис). – М.: Машиностроение, 1978. – 264 с.
3. Орлов А. И. Организационно-экономическое моделирование: учебник в 3-х ч. Ч.2. Экспертные оценки. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. – 486 с.

ЗАДАЧА О ДЛИТЕЛЬНОМ РАЗРУШЕНИИ СТЕРЖНЯ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С АГРЕССИВНОЙ СРЕДОЙ

Локощенко А.М.¹, Фомин Л.В.^{1,*}, Басалов Ю.Г.¹

¹НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; *leonid1975@mail.ru

Аннотация: моделируется процесс длительного разрушения растягиваемого стержня, находящегося в условиях диффузионного и химического взаимодействия с агрессивной средой. Разработана механико-математическая модель, включающая модифицированное уравнение диффузии, кинетическое уравнение накопления повреждений и соотношение для параметра химического взаимодействия. Параметры указанной модели определены на базе экспериментальной зависимости толщины коррозионной пленки от времени. Рассматривается многостадийность процесса разрушения стержня.

Ключевые слова: стержень, агрессивная среда, длительное разрушение, диффузия, химическое взаимодействие, коррозионная пленка, поврежденность, время до разрушения.

Введение

Обеспечение безопасной эксплуатации материалов и элементов конструкций, подверженных влиянию коррозионно-активной среды, является важной и актуальной задачей для обеспечения безопасности и надежности ответственных конструкций на протяжении всего срока эксплуатации. Это влияние обусловлено как диффузионным проникновением, так и химическим взаимодействием агрессивной среды с материалом. Особое значение приобретает изучение таких процессов при высокотемпературном длительном деформировании металлов в условиях ползучести [1-5].

Основные положения и гипотезы

Когда диффузия сопровождается химическими реакциями, обычное уравнение одномерной диффузии может быть модифицировано для учета этого, и становится [6]:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} - \frac{\partial S}{\partial t}, \quad D = \text{const}, \quad (1)$$

где $C = C(z, t)$ - концентрация вещества, проникшего в материал посредством физической диффузии, $S = S(z, t)$ - концентрация вещества, связанного химической реакцией, t - время, z - координата, D - коэффициент диффузии.

Концентрация S связана с концентрацией C с помощью параметра химического взаимодействия R , причем $S = RC$. В общем случае указанные характеристики являются функциями пространственных координат и времени, в случае рассматриваемого одномерного процесса $C = C(z, t)$, $R = R(z, t)$, $S = S(z, t)$. Подставляя S в (1), получим

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{D}{(1+R)} \frac{\partial^2 C}{\partial z^2}, \quad C = C(z, t). \quad (2)$$

Если R мало, то физическая диффузия является преобладающим процессом. И наоборот, если R велико, то химическое взаимодействие является преобладающим процессом. Для определения параметра химического взаимодействия R проанализируем зависимость толщины δ коррозионной

пленки от времени.

Примем гипотезу о том, что скорость изменения толщины коррозионной пленки пропорциональна скорости изменения концентрации вещества, связанного посредством химической реакции:

$$\frac{\partial \delta}{\partial t} = \gamma \frac{\partial S}{\partial t}, \quad S = RC, \quad (3)$$

где $\gamma = \text{const}$ - характерная константа процесса.

Таким образом, зная зависимость $\delta(t)$, можно определить соотношение для R .

Экспериментальные данные

В качестве примера рассмотрим зависимость толщины коррозионной пленки от времени, полученную в экспериментах сотрудниками ЦНИИ КМ “Прометей” (г. Санкт-Петербург) и опубликованную в [7]. На рис. 1 показана зависимость толщины оксидной пленки от длительности испытаний стали 10X15H9C3B в среде жидкометаллического теплоносителя на основе свинца. Точками показаны экспериментальные данные, а штриховыми линиями – результат аппроксимации экспериментальных данных с помощью зависимости $\delta = A - B \exp(-\lambda t)$, где константы имеют значения $A = 78.00$ мм, $B = 77.27$ мм, $\lambda = 1.5 \cdot 10^{-4}$ час⁻¹

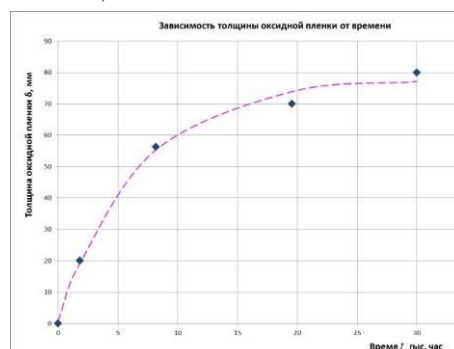


Рис. 1. Зависимость толщины оксидной пленки от длительности испытаний стали 10X15H9C3B

Примечание. В общем случае коррозионный слой может иметь место в начальный момент времени ($\delta(t_0 = 0) \neq 0$).

С учетом принятой аппроксимации для δ и гипотезы (3) выражение для параметра химического взаимодействия имеет следующий вид:

$$R = \lambda B \exp(-\lambda t) \left[\gamma \frac{\partial C}{\partial t} \right]^{-1}. \quad (4)$$

Система определяющего и кинетического соотношения

Для решения задачи разработана система определяющего и кинетического соотношений для моделирования влияния агрессивной коррозионно-активной среды на ползучесть и длительную прочность материалов и элементов конструкций [1 - 5]. Эта система уравнений включает в себя модифицированное уравнение диффузии [6], кинетическое уравнение накопления повреждений в процессе ползучести, учитывающее влияние агрессивной среды, и соотношение для параметра химического взаимодействия. Необходимо отметить, что выбранный закон накопления повреждений (второе уравнение системы (5)) учитывает влияние как диффузионного процесса, так и процесса коррозии на накопление повреждений. Однако не исключено, что в дальнейшем анализе вид закона накопления повреждений может быть уточнен или модифицирован.

Система уравнений имеет следующий вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial C}{\partial t} = \frac{D}{(1+R)} \frac{\partial^2 C}{\partial z^2}, \\ \frac{\partial \omega}{\partial t} = \frac{B_1(\sigma)^n}{(1-\omega)^n} (1+aC(1+R)), \\ R = \lambda B \exp(-\lambda t) \left[\gamma \frac{\partial C}{\partial t} \right]^{-1}, \end{cases} \quad (5)$$

где σ - напряжение, $\omega = \omega(z, t)$ - поврежденность, B_1, n - константы установившейся ползучести, a - материальная константа, определяемая из экспериментов по длительной прочности [3].

Многостадийность процесса разрушения стержня

Предполагается многостадийный процесс разрушения, а именно, последовательное разрушение коррозионных слоев на поверхности, причем накопление повреждений происходит под действие увеличенного эффективного напряжения на рассматриваемой стадии процесса разрушения. Критерием разрушения коррозионного слоя на каждой стадии является достижение параметром ω значения, равного единице под действием эффективно напряжения.

Таким образом, на первой стадии:

$$0 < t \leq t_1^* : \\ \sigma = \sigma_{эфф-1} = \sigma_0 \quad \rightarrow \quad \omega_1^* = \omega(t_1^*, \delta_{k1}) = 1.$$

На второй стадии:

$$t_1^* < t \leq t_2^* : \\ \sigma = \sigma_{эфф-2} = \frac{\sigma_{эфф-1}}{(1-2\delta_{k1}/H_0)} \quad \rightarrow \quad \omega_2^* = \omega(t_2^*, \delta_{k2}) = 1.$$

Здесь t_1^* и t_2^* - времена окончания первой и второй стадии процесса коррозионного разрушения соответственно, а δ_{k1} и δ_{k2} - соответствующие величины коррозионных слоев, H_0 - начальная толщина стержня.

И т.д. до полного разрушения стержня.

Полное время до разрушения стержня t^{**} определяется на основе какого-либо из двух нижеперечисленных критериев.

- 1) Эффективное напряжение настолько сильно возрастет, что весь стержень полностью разрушится от кратковременной увеличенной нагрузки. Фактически это означает достижение эффективным напряжением предела кратковременной прочности $\sigma = \sigma_b|_{T=T_{исп.}}$ при рассматриваемой высокой температуре испытания $T = T_{исп.}$. При этом коррозионные процессы не успевают оказать влияние на разрушение на заключительной стадии. Таким образом, полное время до разрушения в этом случае t^{**} определяется критериальным подходом.
- 2) Накопление повреждений внутри всего стержня оказывает значительное влияние, и образец разрушится при достижении уровня поврежденности предельного значения $\omega^{**} = \omega(t^{**}) = 1$. Таким образом, полное время до разрушения t^{**} в этом случае определяется кинетическим подходом.

1. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.
2. Локосенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: Физматлит, 2016. 504 с.
- (Перевод: Lokoshchenko A.M. Creep and Creep Rupture of Metals. CISP. CRC Press. Taylor & Francis Group. Boca. Raton. London. New York. 2018. 546 p.)
3. Фомин Л.В. Описание длительной прочности растягиваемых стержней прямоугольного и круглого поперечных сечений в высокотемпературной воздушной среде // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки, №3(32). 2013. С. 87-97.
4. Fomin L.V. Steady-state creep of a composite rod in tension in the presence of an aggressive environment, Mechanics of Composite Materials. 2017. Vol. 52(6). P. 741–750.
5. Lokoshchenko A.M., Fomin L.V. Delayed fracture of plates under creep condition in unsteady complex stress state in the presence of aggressive medium. Applied Mathematical Modelling. 2018. Vol. 60. P. 478 – 489.
6. Crank J. The Mathematics of Diffusion. Clarendon Press, second ed., Oxford, 1975. 414 p.
7. Кудрявцев А.С., Марков В.Г., Лаврухин В.С. Длительная прочность стали в жидкометаллическом теплоносителе на основе свинца // Вопросы материаловедения. 2006, №4(48), С. 89 – 94.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОНИЦАЕМОСТИ ЭЛЕМЕНТАРНОГО ОБЪЕМА СТРУКТУРЫ ТКАНИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ГЕОМЕТРИИ ОРТОГОНАЛЬНЫХ И УГЛОВЫХ ПЛЕТЕНИЙ

Маунг П.П.^{1*}, Малышева Г.В.²

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия. *ruaerphy@mail.ru

² МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.

Аннотация: В качестве объекта исследований рассматриваются различные типы плетения углеродной ткани. Проведено моделирование изменения тканых структур при их выкладке на поверхности оснастки с помощью PAM-RTM. Определены коэффициенты проницаемости ткани для различных типов плетения. Для проверки проницаемость по толщине была определена экспериментально. Аналитические результаты хорошо согласуются с экспериментальными результатами тканей. В работе также исследовано влияние изменения угла сдвига ткани на время пропитывания.

Ключевые слова: метод RTM, вакуумная инфузия, время пропитывания, сетевой угол, моделирование, технология.

Введение

Полимерные композиционные материалы нашли применение в аэрокосмической, морской, автомобильной промышленности и производстве спортивных оборудований [1-3], благодаря их высокой удельной жесткости и высокой удельной прочности. В авиационной и автомобильной промышленности легкие композитные конструкции стали важными для развития устойчивых экономичных транспортных решений [4].

Трехмерные (3D) ткани, в том числе ткани с ортогональной и угловой плетением, обладают высокой межслойной прочностью и хорошим механическим свойствам в плоскости. Эти ткани особенно подходят для изготовления легких конструкций. Инфузия под давлением (RTM) и вакуумная инфузия являются экономически эффективным производственным процессом для композитов. Основной задачей исследования является характеристика тензора проницаемости ткани, которая определяет процесс пропитки ткани [5-11]. Количественная оценка проницаемости точно и надежно остается наиболее сложной проблемой.

При увеличении толщины преформы влияние проницаемости по толщине на процесс пропитывания становится более значительным. В этой работе предлагается аналитическая и математическая модель для прогнозирования проницаемости по толщине. Рассмотрены четыре 3D трехмерные ткани и три 2D ткани. Геометрические параметры тканей характеризовались использованием оптической микроскопии.

Проницаемость пористых сред определяется законом Дарси [9], который описывает

$$V = -\frac{k \Delta P}{\mu L}, \text{ где } V - \text{ скорость потока; } -$$

перепад давления; μ – вязкость связующего;]

проницаемость пористых сред; L – длина пористой среды.

В трехмерной модели [K] является симметричным 3*3 тензором с компонентами $K_{xy} = K_{yx}$; $K_{xz} = K_{zx}$; $K_{yz} = K_{zy}$. [K] можно определять по формуле:

$$[K] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix}$$

Здесь K_{xx} , K_{yy} и K_{zz} являются основными проницаемостями.

Ткани представляют собой двухслойные пористые среды и, как правило, обладают различной проницаемостью в разных направлениях материала, то есть значения двух плоскостных проницаемостей K_{xx} и K_{yy} и проницаемости по толщине K_{zz} различны. Проницаемость в плоскости многослойных текстильных преформ была исследована, по методам Могаверо и Адвани :

$$K_{xx \text{ или } yy} = \frac{1}{L} \sum_{i=1}^N t_i K_i$$

Где N – количество слоев; t – толщина слоя; K_i – проницаемость слоя; L – толщина пакета пре-форм.

Для K_{zz} трехмерных тканей Endrueit и Long [7] разработали полуэмпирическое соотношение:

$$K_{zz} = \frac{M \pi k^2 n^2 R_f^4 \sin \beta}{4}$$

Где M – количество нитей на площадь поверхности ткани, k – форм-фактор, n – количество волокон в нити, R_f – радиус нити, β – угол между осью нитей и плоскостью ткани.

Математическое моделирование

Проведено моделирование изменения элементарной ячейки тканых структур каждого слоя при выкладке на поверхности оснастки «рис. 1».

Полученные результаты моделирование драпировки ткани при их выкладке на поверхности оснастки сложной формы в программе PAM-RTM, показывают, что угол сдвига деформируется от 0° до 55° в зависимости сложности геометрии оснастки «рис.1». Пористость и коэффициенты проницаемости ткани изменяются при изменении сетевого угла между нитями. Представлены аналитические и экспериментальные результаты исследования коэффициентов проницаемости ткани при недеформированном состоянии «табл.1».

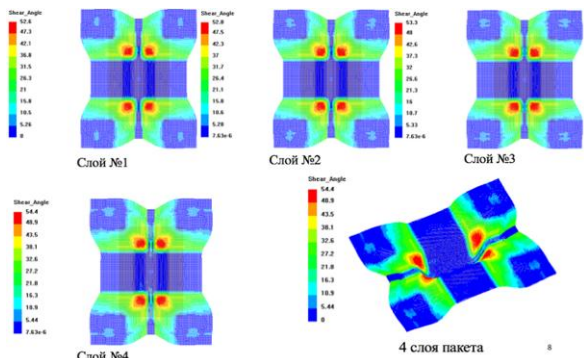


Рис.1. Изменение угла сдвига каждой слой при выкладке на поверхность оснастки.

Табл. 1. Коэффициенты проницаемости применяемых материалов.

Ткань	V_f	Коэффициент проницаемости, K_{xx} , K_{yy} , ($m^2 \times 10^{-11}$)	Коэффициент проницаемости, K_{zz} , ($m^2 \times 10^{-11}$)
2D-Углеродная ткань №1	0,55	1,4	0,4
2D-Углеродная ткань №2	0,5	1,62	0,67
2D-Углеродная ткань №3	0,45	1,9	0,88
3D-Углеродная ткань №1	0,65	1,12	0,15
3D-Углеродная ткань №2	0,6	1,2	0,22
3D-Углеродная ткань №3	0,55	1,26	0,31
3D-Углеродная ткань №4	0,5	1,36	0,42

Проведенные результаты установлено, что при увеличении объёмного содержания волокна коэффициент проницаемости уменьшается. Полученные результаты применены в моделировании процесса пропитывания. Программа PAM-FORM автоматически определит формообразующие свойства при деформированном состоянии «рис.1». Далее проведено моделирование процесса пропитки изделий сложной формы методом RTM под давлением 3 атм. и вакуумной инфузии под давлением 1 атм. «рис. 2». Полученные результаты моделирования представлены в таблице 2.

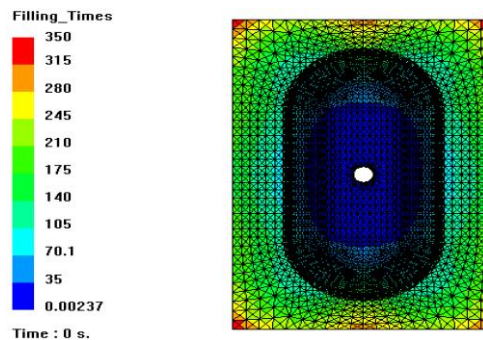
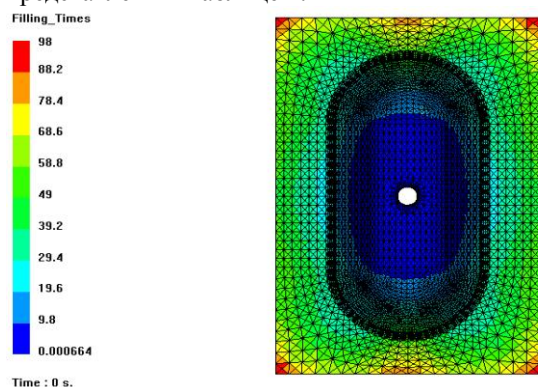


Рис.2. Кинетика процесса пропитывания методами: RTM (а), вакуумной инфузии (б).

Табл. 2. Продолжительности процесса пропитывания.

Ткань	Продолжительность, с	
	RTM	Вакуумная инфузия
2D-Углеродная ткань №1	98	350
2D-Углеродная ткань №2	67	321
3D-Углеродная ткань №1	120	382
3D-Углеродная ткань №2	97	364

Полученные результаты установлено что при выкладке ткани на поверхности оснастки сетевой угол между нитями деформируется. Это привело к ухудшению формообразующих свойств ткани в углах изделий. Также определены коэффициенты проницаемости по толщине для различных типов тканей. Это позволяет уточнить технологический режим формования изделий без дорогостоящих экспериментов при производстве изделия.

Список литературы

1. Пье Пху Маунг, Малышева Г.В. Моделирование кинетики процесса пропитывания при производстве рефлекторов зеркальных космических антенн из углепластиков // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия «Машиностроение». – 2016. –№ 5. –С. 38-47.
2. Пье Пху Маунг, Малышева Г. В., Гусев С. А. Исследование влияния сетевого угла тканей на кинетику процесса пропитывания при формовании изделий из углепластиков// Все материалы. Энциклопедический справочник. – 2016. –№ 5. –С. 2-6.
3. Беляков Е.В., Тарасов В.А., Боярская Р.В. Выбор режимов формования композитных конструкций ракетно-космической техники // Известие высших учебных заведений. Машиностроение. –2012. –№5. –С.37-43.
4. Чебышев И.И. О кройке одежды. Полное собрание сочинений. Т.5.М.: Изд-во АН СССР, –1951. –С.165-170.
5. Pyi Phyo Maung, Malysheva G. Elaboration of the technology of producing a space-antenna reflector // Polymer science. Series D. –2017. –No 4. –pp. 364-367.
6. Pyi Phyo Maung, Malysheva G.V., Gusev S.A. A study of the effect of network angle of fabrics on kinetics of impregnation upon molding of articles made from carbon plastics // Polymer science. Series D. –2016. –No 4. –pp. 407-410.
7. Endruweit A., Ermanni P. The in plane permeability of sheared textiles. Experimental observations and a predictive conversion model // Composites Part A: applied science and manufacturing. –2013. –264 с.
8. Van der Weeen F., Algorithms for draping fabrics on doubly curved surfaces// Int J Numer Methods Engng, –1991, –№31, –pp. 1415-26.
9. Chan AW., Hwang ST., Anisotropic in plane permeability of fabric media// Polymer engineering science, –1991, –№31(6), pp. –1233-9.
10. Carter EJ., Fell AW., Summerscales J. A simplified model to calculate the permeability tensor of an anisotropic fibre bed// Composite manufacturing, –1995, –№6, –pp.228-33.
11. Carman PC., Fluid flow through granular beds// Trans Inst chemical engineers, –1937, –№15, –pp.150-66.

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ НЕУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ НА ХАРАКТЕРНЫЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ФАЗОВЫХ ПЕРЕХОДОВ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Мишустин И.В.

ИПРИМ РАН, Москва, Россия; lewis@nextmail.ru

Аннотация: Рассмотрено влияние предварительной неупругой деформации мартенсита на температуры начала и окончания обратного фазового перехода в рамках модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы. Для учета этого влияния в произвольных условиях перехода, в том числе в ненагруженном состоянии, предложено использовать дополнительные слагаемые в термодинамическом потенциале, учитывающие несовместность деформаций как внутри мартенситной фазы, так и между мартенситными образованиями и аустенитной матрицей.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, фазовые переходы, термодинамический потенциал.

В рамках предложенной ранее модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы (СПФ) в отсутствие пластичности [1] температуры начала фазовых переходов выражаются таким образом, чтобы скорость механической части диссипации при фазовых переходах без структурного превращения была неотрицательной [2].

Если ввести термодинамический потенциал СПФ как преобразование Лежандра свободной энергии по термоупругим деформациям

$$\psi = U - TS - \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^{eT}$$

то элементарную механическую диссипацию единицы объема можно представить в виде

$$dD = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} - d\psi \geq 0 \quad (1)$$

при выполнении условий

$$S = -\frac{\partial \psi}{\partial T}, \quad \varepsilon_{ij}^{eT} = -\frac{\partial \psi}{\partial \sigma_{ij}}$$

Здесь введены обозначения T – абсолютная температура, U и S – объемные плотности внутренней энергии и энтропии, σ_{ij} – тензор напряжений, ε_{ij}^{eT} и ε_{ij} – составляющие тензора полных деформаций, связанные с термоупругими и фазово-структурными деформациями.

Суммарная фазово-структурная деформация, отсчитываемая от аустенитного состояния, равна

$$\varepsilon_{ij} = \delta_{ij} \varepsilon_0 q + \varepsilon'_{ij}, \quad d\varepsilon'_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{ph'} + d\varepsilon_{ij}^{st}$$

где ε_0 – линейная деформация объемного эффекта прямого фазового перехода, q – объемная доля мартенсита, δ_{ij} – единичный тензор, $d\varepsilon_{ij}^{ph'}$ и $d\varepsilon_{ij}^{st}$ – приращения девиатора фазово-структурной деформации ε'_{ij} за счет фазовых переходов и структурного превращения. В модели [1]

$$d\varepsilon_{ij}^{ph'} = \omega_{ij} dq$$

где девиатор ω_{ij} зависит от текущего значения ε'_{ij} , удельной скорости изменения объема мартенситных образований, а в случае прямого фазового перехода еще от интенсивности текущего напряжения. Если

представить термодинамический потенциал единицы объема СПФ как сумму термоупругих потенциалов мартенсита и аустенита для малых деформаций, помноженных на объемные доли фаз

$$\psi = \psi_{eT} = q\psi_M + (1-q)\psi_A \quad (2)$$

то в случае, когда значения коэффициента температурного расширения и теплоемкости единицы объема при нулевых напряжениях независимы от q , выражение (1) принимает вид

$$dD = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^{st} + [T_* + \Delta T - T] \Delta S dq \geq 0 \quad (3)$$

$$\Delta T \Delta S = \sigma_{ij} \omega_{ij} + Z(\sigma_i, \sigma_{kk}) + \sigma_{kk} \varepsilon_0 \quad (4)$$

$$6Z(\sigma_i, \sigma_{kk}) = (K_M^{-1} - K_A^{-1}) \sigma_{kk}^2 + (G_M^{-1} - G_A^{-1}) \sigma_i^2$$

где $T_* = \Delta U / \Delta S$ – температура термодинамического равновесия фаз, ΔU и ΔS – разницы объемных плотностей внутренней энергии и энтропии материала в аустенитном и мартенситном состояниях при отсчетной температуре, K и G – утроенные объемные модули и модули сдвига, σ_{kk} и σ_i – первый инвариант и интенсивность тензора напряжений.

Температуры начала фазовых переходов в ненагруженном состоянии (при $\Delta T = 0$) согласно (3) должны удовлетворять неравенству

$$M_s^0 \leq T_* \leq A_s^0$$

Тогда в общем случае фазовых переходов второе слагаемое в (3) неотрицательное при

$$T \leq M_s = M_s^0 + \Delta T, \quad dq \geq 0$$

$$T \geq A_s = A_s^0 + \Delta T, \quad dq \leq 0 \quad (5)$$

Как видно из (4), тензор фазово-структурных деформаций входит в выражение ΔT – девиатор через ω_{ij} , а шаровая часть в виде ε_0 . Однако при обратном фазовом переходе без напряжений $\Delta T = 0$.

С другой стороны, ряд экспериментальных работ [3-4] свидетельствуют о зависимости граничных значений температурного интервала обратного фазового перехода A_s и A_f от накопленных до его начала неупругих деформаций даже в случае пере-

хода в ненагруженном состоянии. Чем больше интенсивность предварительных неупругих деформаций ε_i^* , независимо от пути их накопления – в ходе прямого фазового перехода с охлаждением образца, изотермического нагружения в мартенситном или аустенитном состоянии, тем больше увеличиваются температуры A_s и A_f , стремясь к максимальным значениям при приближении ε_i^* к своему пределу.

Для учета описанного эффекта следует уточнить выражение термодинамического потенциала, добавив слагаемые, учитывающие несовместность деформаций. Эти слагаемые будут двух видов, что отражает микроструктуру мартенситной фазы. Как известно, переход из аустенита в мартенсит предполагает целый ряд вариантов ориентации мартенситных ячеек относительно аустенитной матрицы. Мартенсит формируется в виде образований типа пластин или игл, состоящих из ячеек нескольких ориентаций, сопряженных (сдвойникованных) одним из возможных способов [5]. В свою очередь, мартенситные образования в общем случае также ориентированы по-разному. Поэтому термодинамический потенциал СПФ в однофазном мартенситном состоянии должен учитывать несовместность деформаций между мартенситными образованиями и внутри каждого из них. Знак дополнительного слагаемого зависит от того, какая мартенситная микроструктура принята за базовое состояние. Очевидно, что несовместность деформаций отсутствует в идеальном состоянии полностью ориентированного мартенсита, которое нереализуемо для поликристаллического материала с дефектами кристаллической решетки. С другой стороны, у хаотического мартенсита (с нулевой осредненной деформацией формоизменения $\varepsilon'_{ij} = 0$) несовместность деформаций и потенциал больше, чем у частично ориентированного. Это видно из сравнения количества латентного тепла, поглощаемого при обратном фазовом переходе без нагрузки [3]. Следует также отметить, что только по девиатору осредненной деформации нельзя судить о микроструктуре мартенсита.

Деформация и упрочнение мартенсита, полученного охлаждением под действием постоянных напряжений, определяются значением тензора действующих напряжений. Так как мартенситные образования зарождаются в разные моменты времени, прямой фазовый переход под действием меняющихся напряжений приводит в общем случае к формированию мартенситного представительного объема с неоднородной деформацией и неравномерным упрочнением. В модели [1] используется понятие мартенситного элемента – группы одновременно зародившихся мартенситных образований, характеризующей собственной фазово-структурной деформацией $\bar{\varepsilon}_{ij}$, меняющейся в результате структурного превращения (раздвойникового и переориентации мартенситных образований), и объемной долей \bar{q} ,

изменение которой описывает рост мартенситных образований в ходе прямого и уменьшение в ходе обратного фазового превращения. Предполагается, что удельная скорость изменения объема одинаковая для всех элементов

$$d\bar{q} = \bar{q}f(q)dq$$

но может отличаться при прямом и обратном фазовых переходах. Структурное превращение мартенситного элемента описывается аналогом теории пластического течения с изотропным и трансляционным упрочнением [1, 6]. Каждому элементу сопоставлены собственная поверхность нагружения и соответствующие характеристики – тензор остаточных микронапряжений \bar{r}_{ij} и параметр изотропного упрочнения \bar{e}_{max} .

Мартенситная часть представительного объема является совокупностью последовательно зародившихся мартенситных элементов. Деформация представительного объема и объемная доля мартенсита вычисляются суммированием по имеющимся в рассматриваемый момент мартенситным элементам

$$\varepsilon_{ij} = \sum \bar{\varepsilon}_{ij} \bar{q}, \quad q = \sum \bar{q}$$

Соответственно вычисляя термодинамический потенциал единицы объема СПФ по правилу смеси вместо (2) получим

$$\psi = \psi_{eT} + \sum \bar{\phi}_M(\bar{\varepsilon}_{ij}, \bar{r}_{ij}, \bar{e}_{max}, \dots, \bar{q}) + \phi_{MA}(\bar{\varepsilon}_{ij}, \bar{q})$$

где функция $\bar{\phi}_M$ учитывает несовместность деформаций внутри мартенситного элемента, зависит от характеристик его микроструктуры и меняется только при структурном превращении, а функция ϕ_{MA} зависит от собственных деформаций и объемных долей всех имеющихся мартенситных элементов и учитывает несовместность деформаций между ними и аустенитной матрицей. Если за базовое состояние принят хаотический мартенсит с максимальной несовместностью деформаций, то $\bar{\phi}_M$ принимает отрицательные значения. Функция ϕ_{MA} равна нулю в однофазных состояниях (при $q = 0, 1$) и положительна в двухфазных. О ее виде можно судить по решению упругой задачи о включении в бесконечной матрице [7-9].

Рассмотрим обратный фазовый переход под действием постоянных напряжений (что исключает структурное превращение) однородно упрочненного мартенсита. Такой мартенсит может быть получен в результате полного прямого перехода путем охлаждения СПФ в изначально аустенитном состоянии под действием постоянных напряжений (в частности нулевых). Его разгрузка и нагружение в мартенситном состоянии, не вызывающие обратный переход, но могущие вызвать структурное превращение, не меняют свойство однородного упрочнения. В этом случае весь мартенсит представительного объема

можно считать одним мартенситным элементом с собственной фазово-структурной деформацией $\bar{\varepsilon}_{ij} = \text{const}$ и объемной долей $\bar{q} = q$. Тогда

$$\psi = \psi_{eT} - \phi_1 q + \bar{\varepsilon}_i \phi_2(q) \quad (6)$$

где ϕ_1 – положительная постоянная, $\phi_2 \geq 0$, вызванная объемной деформацией мартенсита несоответствие не учитывается ввиду малости ε_0 . Подставляя это выражение в (1), получим (3) при

$$\Delta T \Delta S = \sigma_{ij} \bar{\varepsilon}_{ij}' + Z(\sigma_i, \sigma_{kk}) + \sigma_{kk} \varepsilon_0 + \phi_1 - \bar{\varepsilon}_i \phi_2'(q)$$

Тогда температура начала обратного перехода определяется по формуле (5), в которой под A_s^0 следует понимать температуру начала обратного перехода хаотического мартенсита (принятого за базовое состояние) без нагрузки. Как видно, деформация $\bar{\varepsilon}_{ij}$ меняет граничные значения температурного интервала обратного перехода, включая случай $\sigma_{ij} = 0$, для которого

$$A_s = A_s^0 + [\phi_1 - \bar{\varepsilon}_i \phi_2'(1)] \Delta S^{-1}$$

$$A_f = A_f^0 + [\phi_1 - \bar{\varepsilon}_i \phi_2'(0)] \Delta S^{-1}$$

где $\phi_2'(1) \leq 0$, $\phi_2'(0) \geq 0$. Заметим, что изменение A_f происходит несмотря на то, что в конце обратного перехода фазово-структурная деформация представительного объема становится равной нулю. Функция ϕ_2 влияет на ширину температурного интервала фазового перехода, если имеет ненулевую производную в начальной или конечной точке.

Работа выполнена в рамках госбюджетной темы,

государственная регистрация номер АААА-А17-117032010136-3 при частичной финансовой поддержке РФФИ (грант № 17-01-00216_а).

1. Мишустин И.В. Модель деформирования сплава с памятью формы с учетом разнородности // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2017. – Т.23. – №4. – С.484-498.

2. Мишустин И.В. О фазовых переходах в стержне из сплава с памятью формы под действием электрического напряжения при неоднородном начальном фазовом состоянии // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2010. – Т.16. – №4/2. – С. 629-638.

3. Uchil J., Mahesh K.K., Ganesh Kumara K. Calorimetric study of the effect of linear strain on the shape memory properties of Nitinol // Physica B. – 2001. – Vol.305. – Iss.1. – P.1-9.

4. Tan G., Liu Y., Sittner P., Saunders M. Lüders-like deformation associated with stress-induced martensitic transformation in NiTi // Scripta Materialia. – 2004. – Vol.50. – Iss.2. – P.193-198.

5. Nishida M., Nishiura T., Kawano H., Inamura T. Self-accommodation of B19' martensite in Ti-Ni shape memory alloys – Part I. Morphological and crystallographic studies of the variant selection rule // Philosophical Magazine. – 2012. – Vol. 92. – No. 17. – P.2215–2233.

6. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Аналог теории пластического течения для описания деформации мартенситной неупругости в сплавах с памятью формы // Известия РАН. МТТ – 2015. – №2. – С.78-95.

7. Huang M., Brinson L.C. A multivariant model for single crystal shape memory alloy behavior // J. Mech. Phys. Solids. – 1998. – Vol.46. – No.8. – P.1379-1409.

8. Мовчан А.А., Мишустин И.В. Термодинамические определяющие соотношения для сплавов с памятью формы с произвольной шириной гистерезиса // Труды конференции «Современные проблемы механики гетерогенных сред». М.: ИПРИМ РАН. – 2005. – С. 25-46.

9. Мовчан А.А., Мишустин И.В. Анализ неаддитивных добавок к потенциалу Гиббса сплава с памятью формы // Известия РАН. Серия Физическая. – 2006. – Т.70. – №9. – С.1388-1395.

АНАЛИЗ НЕЛИНЕЙНОГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ КОМПОЗИТОВ С ВОЛОКНАМИ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Мовчан А.А.^{1,*}, Чернов М.И.², Казарина С.А.¹

¹ИПРИМ РАН, Москва, Россия; *movchan47@mail.ru; ²МГУ им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия.

Аннотация: В рамках модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы (СПФ) при фазовых и структурных превращениях и микромеханики композиционных материалов (КМ) исследован процесс деформирования однонаправленного композита с волокнами из никелида титана и упругим связующим. Установлено, что учет нелинейности поведения СПФ существенно меняет решение этих задач.

Ключевые слова: композиционные материалы, сплавы с памятью формы, нелинейная модель.

Введение

КМ с упругим связующим и наполнителем из СПФ могут обладать уникальными термомеханическими свойствами, не характерными, по отдельности, ни для СПФ, ни для связующего. В частности, для таких КМ может быть характерен замкнутый двухпутевой эффект памяти формы, не присущий ни связующему, ни наполнителю после его стандартной термомеханической обработки. Формой КМ, обладающего этим свойством, можно полностью управлять только за счет изменения температуры наполнителя, без каких либо дополнительных механических воздействий. В работе [1] была рассмотрена задача о термомеханическом поведении однонаправленных КМ с волокнами из СПФ. При этом поведение СПФ описывалось весьма упрощенной моделью линейного деформирования этих материалов при термоупругих фазовых переходах [2,3]. Эта модель не учитывает многие особенности поведения СПФ (нелинейность диаграммы накопления деформаций прямого превращения и зависимости характерных температур фазовых переходов от действующих напряжений, эффект мартенситной неупругости и т.д.). Кроме того, задача в [1] решалась в несвязанной постановке, без учета влияния действующих напряжений на процесс фазового перехода в СПФ. Не учитывался также эффект переменности упругих модулей СПФ при фазовых переходах. В данной работе та же задача решена в связанной постановке, с учетом переменности упругих модулей СПФ, в рамках более адекватной модели нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях [4-6], лишенной указанных выше недостатков. Установлено, что учет нелинейности свойств СПФ коренным образом меняет полученные решения.

Разрешающие соотношения

Для описания процессов деформирования волокон из СПФ используется одномерный вариант системы определяющих соотношений [4-6]

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{phst}, \quad \varepsilon^{phst} = \varepsilon_0 q + \varepsilon^{phst'}, \quad d\varepsilon^{phst'} = d\varepsilon^{ph'} + d\varepsilon^{st}$$

$$\varepsilon^e = \frac{\sigma}{E(q)}, \quad \frac{1}{E(q)} = \frac{q}{E_M} + \frac{1-q}{E_A} \quad (1)$$

$$d\varepsilon^{ph'} = \omega^\pm dq, \quad \omega^\pm = \rho_D (1 - qf(q))F_1(|\sigma|) + f(q)\varepsilon^{phst'}$$

$$\omega^- = \varepsilon^{phst'} / q, \quad d\varepsilon^{st} = \rho_D q_{st} F_2(|\sigma|) d\sigma$$

$$q = \frac{1}{2}(1 - \cos(\pi t)), \quad Z(\sigma) = \frac{(E_A - E_M)\sigma^2}{2E_A E_M}$$

$$t = \frac{M_s^\sigma - T}{M_s^0 - M_f^0}, \quad M_s^\sigma = M_s^0 + \frac{\sigma\omega^+ + Z(\sigma) + \sigma\varepsilon_0}{\Delta S} \quad (2)$$

$$t = 1 - \frac{A_s^\sigma - T}{A_s^0 - A_f^0}, \quad A_s^\sigma = A_s^0 + \frac{\sigma\omega^- + Z(\sigma) + \sigma\varepsilon_0}{\Delta S} \quad (3)$$

Здесь $\varepsilon, \varepsilon^e, \varepsilon^{phst}, \varepsilon^{phst'}, \varepsilon_0$ - осевая компонента полной, упругой и фазово-структурной деформации, девиаторная часть соответствующей компоненты и линейная деформация объемного эффекта фазового превращения (температурная деформация в силу ее малости не учитывается); ρ_D - предельное значение фазово - структурной деформации растяжения; σ - осевая компонента напряжения; q - объемная доля мартенситной фазы; $E(q), E_M, E_A$ - модуль Юнга и его значения для аустенитного и мартенситного фазовых состояний; соотношение (1) учитывает переменность модуля Юнга СПФ при фазовом переходе; $M_s^0, M_f^0, M_s^\sigma, \Delta S$ - температуры начала и окончания прямого превращения в ненагруженном состоянии, температура начала прямого превращения при наличии напряжений и скачок объемной плотности энтропии при переходе от мартенситного состояния в аустенитное; A_s^0, A_f^0, A_s^σ - температуры начала и окончания обратного фазового превращения при отсутствии напряжений и деформаций, а также температура начала обратного превращения в нагруженном СПФ. Формула (2) и верхний индекс плюс соответствует прямому, а формула (3) и верхний индекс минус - обратному фазовому превращению; учет зависимости характерных температур фазовых переходов от действующих напряжений и фазово - структурных деформаций (2), (3) характеризует собой связанную постановку задачи о деформировании СПФ; $f(q), F_1(|\sigma|), F_2(|\sigma|)$ - нелинейные материальные функции, задаваемые формулами $f(q) = 1/(C + q), F_k(|\sigma|) = \Phi_k(|\sigma|/\sigma_k), (k = 1, 2),$

$$\Phi_1(x) = \operatorname{erf}\left(x / \sqrt{2}\right), \quad \Phi_2(x) = 1 - \exp(-x^\alpha)$$

Процесс деформирования КМ в продольном направлении описывается в рамках гипотезы об осреднении по Фойгхту, приводящей к уравнениям совместности деформаций и равновесия:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_f}{E_f} + \alpha_f(T - T_0) + \varepsilon_1^{phst} = \frac{\sigma_m}{E_m} + \alpha_m(T - T_0)$$

$$\mu\sigma_f + (1 - \mu)\sigma_m = 0$$

Здесь индекс f соответствует волокнам из СПФ, а m - упругой матрице, α - коэффициенты температурного расширения, μ - коэффициент наполнения, T_0 - температура совмещения волокон и матрицы, $\varepsilon_1^{phst}(q) = \varepsilon^{phst}(q) - \varepsilon^0$ - фазово - структурная деформация волокон, отсчитываемая от состояния, при котором происходит совмещение матрицы и волокон, ε^0 - фазово-структурная деформация, задаваемая волокнам перед совмещением с матрицей. Решение уравнений равновесия и совместности позволяет выразить продольную деформацию композита ε , а также напряжения в волокнах и матрице через величину ε_1^{phst}

$$\sigma_f = -\frac{(1 - \mu)E_m\varepsilon_1^{phst}}{R_2(q)}, \quad \sigma_m = \frac{\mu E_m\varepsilon_1^{phst}}{R_2(q)}, \quad \varepsilon = \frac{\mu\varepsilon_1^{phst}}{R_2(q)} \quad (4)$$

$$R_2(q) = \mu + (1 - \mu)R_1(q), \quad R_1(q) = \lambda_1(1 + \lambda_2q),$$

$$\lambda_1 = E_m / E_A, \quad \lambda_2 = E_A / E_M - 1$$

В формулах (4) пренебрегается температурными деформациями в силу их малости.

Процессы создания КМ и его работы

Перед совмещением со связующим волокнам из СПФ задается начальная фазово - структурная деформация ε^0 , либо путем монотонного нагружения растягивающим напряжением в режиме мартенситной неупругости, либо с использованием процесса накопления деформации прямого превращения при охлаждении под действием постоянного растягивающего напряжения. Перед совмещением со связующим волокна разгружаются, упругая часть их деформации снимается. Для температуры совмещения должно выполняться условие $T_0 < A_s^0$ с тем, чтобы в процессе совмещения в материале волокон не происходило обратное фазовое превращение.

На первом этапе эксплуатации полученного КМ происходит нагрев волокон из СПФ через интервал температур обратного фазового превращения, сопровождающийся явлением памяти формы, т.е. снятием накопленной в них фазово - структурной деформации ε^0 . Волокна укорачиваются, в результате чего весь композит сжимается в продольном направлении. При этом в связующем возникают и монотонно растут сжимающие напряжения, а в волокнах развиваются уравновешивающие их растягивающие напряжения. Анализ этого процесса за-

труднен тем обстоятельством, что для материала волокон в результате процедуры задания начальных деформаций характерно некоторое значение порогового напряжения структурного превращения σ_s , в силу деформационного упрочнения СПФ при первом способе задания начальной деформации и перекрестного упрочнения при втором способе [7,8]. Величина σ_s определяется, соответственно, по формулам

$$\sigma_s = \sigma_2 \left[\ln \left(\frac{\rho_D}{\rho_D - (\varepsilon^0 - \varepsilon_0)} \right) \right]^{1/\alpha}, \quad \sigma_s = F_2^{-1}(F_1(\sigma_s^*)) \quad (5)$$

в последней из которых σ_s^* - напряжение, под действием которого происходило накопление деформаций прямого превращения.

Решение задачи для процесса нагрева волокон разбивается на 2 этапа для $\sigma \leq \sigma_s$ и $\sigma \geq \sigma_s$. Для первого этапа решение получается в параметрическом виде

$$\sigma_f = \frac{(1 - \mu)E_m\varepsilon^0(1 - q)}{R_2(q)},$$

$$\sigma_m = -\frac{\mu E_m\varepsilon^0(1 - q)}{R_2(q)}, \quad \varepsilon = -\frac{\mu\varepsilon^0(1 - q)}{R_2(q)}, \quad (6)$$

$$T = A_f^0 + \frac{\varepsilon^0\sigma_f + Z(\sigma_f)}{\Delta S} - \frac{A_f^0 - A_s^0}{\pi} \arccos(1 - 2q) \quad (7)$$

с параметром $q \in [0, q_s]$, где $q_s = \frac{E_m\varepsilon^0 - \sigma_s(\beta + \lambda_1)}{E_m\varepsilon^0 + \sigma_s\lambda_1\lambda_2}$

$\beta = \frac{\mu}{1 - \mu}$. Для второго этапа процесса нагрева во-

локон решение также представляется в параметрическом виде, включающем соотношение

$$q = \frac{E_m\varepsilon^0 - \sigma_f(\beta + \lambda_1)}{E_m\varepsilon^0 + \sigma_f\lambda_1\lambda_2 + E_m \left\{ \rho_D [F_2(\sigma_f) - F_2(\sigma_s)] \right\}}$$

а также выражения (6) и (7). Здесь уже параметром является напряжение σ_f , меняющееся на втором этапе от величины σ_s (5) до значения

$$\sigma_{\max} = E_m\varepsilon^0 / (\beta + \lambda_1).$$

На втором этапе происходит охлаждение волокон и соответствующее прямое превращение в СПФ под действием монотонно уменьшающегося на этом этапе напряжения σ_f . Этот процесс описывается нелинейным дифференциальным разрешающим уравнением

$$\frac{d\varepsilon^{phst}}{dq} = \left\{ \varepsilon_0 + \rho_D \operatorname{erf} \left[\frac{A(\varepsilon^0 - \varepsilon^{phst})}{\sqrt{2}\sigma_1} \right] \right\} \left(\frac{C}{C + q} \right) + \frac{1}{C + q} \varepsilon^{phst}$$

$$A = \frac{E_m}{\lambda_1(1 + \lambda_2q) + \beta}$$

которое надо решать при нулевом начальном условии $\varepsilon^{phst}(0) = 0$. После определения зависимости $\varepsilon^{phst}(q)$ из этого уравнения находится функция

$\varepsilon_1^{phst}(q) = \varepsilon^{phst}(q) - \varepsilon^0$. Подстановка этой функции в решения (4) позволяет выразить напряжения в волокнах и матрице, а также деформацию композита через q . Соотношение

$$T = M_s^0 - \frac{M_s^0 - M_f^0}{\pi} \arccos(1 - 2q) + \frac{\sigma\omega^+ + Z(\sigma) + \sigma\varepsilon_0}{\Delta S}$$

позволяет выразить температуру через q и $\sigma = \sigma_f$. Таким образом, получается параметрическая форма решения с параметром $q \in [0, 1]$.

Критерий температурной управляемости КМ

Ставится задача проектирования такого композита, деформацией ε которого в диапазоне $[0, \varepsilon_{\max}]$ можно управлять только за счет изменения температуры волокон. Доказано, что достаточное условие управляемости такого типа сводится к тому, чтобы при охлаждении и полном прямом превращении в материале волокон их фазово – структурная деформация становилась равной заданной начальной деформации $\varepsilon^{phst}(1) = \varepsilon^0$. В этот момент напряжения, действующие в волокнах и в матрице становятся равными нулю, т.е. весь КМ возвращается в исходное состояние после совмещения матрицы и волокон. Доказано, что условием выполнения критерия управляемости является равенство

$$\mu = \mu^*(\varepsilon^0) \quad (8)$$

где $\mu^*(\varepsilon^0)$ – убывающая функция заданной волокон начальной деформации. Необходимо отметить, что согласно условию управляемости, полученному в [1] в рамках линейной модели деформирования СПФ [2,3], величина μ^* не зависит от ε^0 , так что переход к нелинейной постановке принципиально меняет решение задачи об управляемости. В то же время доказано, что условие управляемости (8) не меняется при переходе от несвязанной к связанной постановке решения задачи, так что определять функцию $\mu^*(\varepsilon^0)$ можно в рамках более простой несвязанной постановке. Учет переменности упругих модулей СПФ необходим для правильного определения условия управляемости (8). Если считать модуль постоянным, равным своему мартенситному значению $E = E_M$, то значение $\mu^*(\varepsilon_0)$ получается заниженным, а при $E = E_A = const$ – завышенным по сравнению со значением, получающимся при учете переменности значения $E = E(q)$. Установлено, что максимальные по модулю значения общей продольной деформации композита, напряжения в волокнах и в связующем достигаются в конечной точке процесса нагрева до температуры полностью аустенитного состояния. Для правильного получения этих величин задачу следует решать в рамках нелинейной модели поведения СПФ. При этом точные значения соответствующих величин можно получить и в рамках упрощенной несвязанной постановки, без учета

переменности модуля Юнга СПФ, при условии, что принятое постоянное значение модуля равно его аустенитному значению. Однако значение температуры, нагрев до которого приведет к достижению этих максимальных значений, можно правильно определить лишь при решении задачи в связанной постановке. Если использовать постоянное мартенситное значение модуля Юнга, то значения всех искомых величин занижаются. В случае выбора оптимального значения коэффициента наполнения (8) с ростом заданной волокон начальной деформации, деформация композита и напряжения в волокнах монотонно возрастают. Модуль напряжения в матрице с ростом ε^0 сначала возрастает, потом, после прохождения максимального значения резко убывает.

Работа выполнена в рамках госбюджетной темы, государственная регистрация номер АААА-А17-117032010136-3 при частичной финансовой поддержке РФФИ (грант № 17-01-00216_а).

Список литературы

1. Мовчан А.А., Казарина С.А. Механика активных композитов, содержащих волокна или слои из сплавов с памятью формы // Механика композиционных материалов и конструкций. -1996. -Т. 2. - № 2. -С. 29 - 48.
2. Мовчан А.А. Микромеханический подход к описанию деформации мартенситных превращений в сплавах с памятью формы // Известия РАН. Механика твердого тела. - 1995. - № 1. - С. 197-205.
3. Мовчан А.А., Со Н. Термодинамическое описание поведения сплавов с памятью формы с помощью аддитивного потенциала Гиббса // Прикладная механика и техническая физика. - 2006. -Т. 47. - № 4. С. 98-103.
4. Мовчан А.А., Казарина С.А., Мишустин И.В., Мовчан И.А. Термодинамическое обоснование модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях // Деформация и разрушение материалов. -2009. - №8. - С. 2-9.
5. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Моделирование фазовых и структурных превращений в сплавах с памятью формы, происходящих под действием немонотонно меняющихся напряжений // Известия РАН. Механика твердого тела. - 2014. - №1. - С. 37-53.
6. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Аналог теории пластического течения для описания деформации мартенситной неупругости в сплавах с памятью формы // Известия. РАН. Механика твердого тела. - 2015. - №2. - С. 78-95.
7. Казарина С.А., Мовчан А.А., Сильченко А.Л. Экспериментальное исследование взаимодействия фазовых и структурных деформаций в сплавах с памятью формы // Механика композиционных материалов и конструкций. - 2016. - Т.22. - № 1. - С. 85-98.
8. A. A. Movchan, A. L. Sil'chenko, and S. A. Kazarina. Experimental Study and Theoretical Simulation of the Cross Hardening Effect in Shape Memory Alloys. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2017. Vol. 2017, No. 10, pp. 779–784.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ПРОВЕДЕНИЯ РЕМОНТНЫХ РАБОТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ АРКТИКИ

Нелюб В.А.¹, Коноплин А.Ю.²

¹ ФГБОУ ВО МГТУ им. Н.Э. Баумана

² ФГБОУ ВО Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ)
admin@emtc.ru

Аннотация: Приведена методика оценки качества ремонта поврежденного трубопровода путем использования эпоксидного связующего и металлизированной углеродной ленты. Отличительной особенностью предлагаемой технологии является проведение всех технологических операций при отрицательных значениях температур.

Ключевые слова: эпоксидное связующее, углеродная лента, отрицательные значения температур, ремонт трубопровода.

Клеевые технологии ремонта, по оценкам многих специалистов [1] позволяют проводить многие виды ремонтных работ, в том числе при заделке трещин и пробоин, обеспечивая высокую надежность отремонтированных деталей (сборных единиц) при минимальных затратах. Однако, технологии склеивания при использовании подавляющего большинства клеевых материалов, предполагают, что все технологические операции проводятся только при комнатной температуре. В то же время существует огромная номенклатура машин, которые эксплуатируются в таких регионах России, где среднегодовые температуры ниже нуля. Для проведения всех видов текущих ремонтов такой техники с использованием полимерных композиционных материалов требуются большие затраты, связанные с обеспечением соответствующих температурных условий. Для полимерных композитов – это комнатная температура, не ниже +18°C.

Целью данной работы является экспериментальная оценка качества склеивания, при выполнении всех технологических операций на улице при отрицательной температуре.

В работе использованы стандартные клеевые материалы и приспособления для их нанесения. В качестве армирующих материалов использована углеродная лента ЛУП. Ее отличительной особенностью является предварительная металлизация [2]. Основными методами напыления металлов на ткани являются вакуумная и плазменная металлизация. При вакуумном напылении материал будущего покрытия нагревают в вакуумной среде до газообразного состояния и далее в процессе конденсации он осаждается на поверхность ткани. При плазменном напылении в качестве источника тепла выступает электродуга, в зону горения которой нагнетается инертный газ, способный ионизироваться и образовывать плазму.

Металлизацию углеродной ленты проводили на установке магнетронного распыления модели МИР-2. В качестве материала металлического покрытия использовали титан и нержавеющую сталь. В качестве объекта исследований использовались фрагменты трубы из нержавеющей и оцинкованной сталей, диаметром 25 мм. На всех образцах с помощью дисковой фрезы были получены сквозные

трещины, шириной 5 мм и длиной 50 мм. Для устранения этих трещин использовали состав, состоящий из эпоксидной смолы Epoxydharz L и отвердителя EPH 161. В качестве армирующего материала применяли однонаправленную углеродную ленту ЛУП без металлического покрытия и с покрытием. В работе использовали углеродную ленту с двумя типами покрытий: из нержавеющей стали и титана. Толщина покрытий изменялась в диапазоне от 30 до 70 нм. Углеродную ленту промазывали клеем и по технологии намотки изготавливали на поврежденном участке трубы бандаж. Все работы, связанные с приготовлением, обезжириванием поврежденной поверхности трубы, нанесением клея и созданием ремонтного бандажа проводили при температуре –15°C. Отверждение проводили в течение 24 часа также на улице в интервале температур от -7 °C (днем) до -19 °C (ночью). Для каждой трубы изготовили два бандажа из обычной углеродной ленты и из металлизированной.

Качество проведенного ремонта оценивалось визуально, путем осмотра и обнаружения (или отсутствия) утечек. Через каждую из отремонтированных труб с помощью переходников осуществляли подачу холодной воды под давлением 0,1 МПа. Если в течение 10 минут утечки воды не происходило, то вместо холодной воды подавали горячую. В результате проведенных испытаний установлено, что на улице при отрицательных температурах возможно выполнять все технологические операции, связанные с подготовкой поверхности, приготовлением, нанесением и отверждением клеевого материала. При восстановлении поврежденных металлических поверхностей необходимо в качестве армирующих тканей использовать только металлизированные ткани.

Список литературы

1. Петрова А.П., Малышева Г.В. Клеи, клеевые связующие и клеевые препреги: учебное пособие / под общ. ред. Е.Н. Каблова. – М.: ВИАМ, 2017. – 472 с.
2. Нелюб В.А. Технологии металлизации углеродных тканей и свойства углепластиков на их основе // Технология металлов. 2018. №3. С.7-10.

ОБ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ВЫРОЖДЕННЫХ ГИПЕРГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ФУНКЦИЙ В МЕХАНИКЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

О.Г.Новоженова

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; info-viniti@yandex.ru

Аннотация: Дано математическое определение гипергеометрических и вырожденных гипергеометрических функций (ВГГФ), приведены их выражения через другие функции. Показаны примеры использования ВГГФ в механике композиционных материалов - от описания реологических характеристик упруго-вязкости до задач распространения волн в градиентных однофазных волоконных световодах.

Ключевые слова: вязко-упругие материалы, диэлектрики, асимметричный спектр релаксации, вырожденная гипергеометрическая функция, Э-функция Работнова, ядро Ржаницына-Дэвидсона, дисперсионная формула Гаврильяка-Негами.

1. Определения [1]

Гипергеометрическая функция (ГГФ) является решением уравнения

$$z(1-z)w'' + [\gamma - (\alpha + \beta + 1)z]w' - \alpha\beta w = 0.$$

ГГФ может быть определена с помощью так называемого ряда Гаусса:

$$\begin{aligned} F(\alpha, \beta; \gamma; z) &= {}_2F_1(\alpha, \beta; \gamma; z) = F(\beta, \alpha; \gamma; z) = \\ &= \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(\alpha)_n (\beta)_n}{(\gamma)_n} \frac{z^n}{n!} = \\ &= \frac{\Gamma(\gamma)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\beta)} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\Gamma(\alpha+n)\Gamma(\beta+n)}{\Gamma(\gamma+n)} \frac{z^n}{n!}, \end{aligned}$$

где α, β, γ - параметры, принимающие любые действительные или комплексные значения, кроме $\gamma = 0, -1, -2, \dots$, z - комплексное переменное, $(x)_n \equiv x(x+1)\dots(x+n-1)$.

Функция $F(\alpha, \beta; \gamma; z)$ наз. ГГФ 1-го рода.

Второе линейно независимое решение гипергеометрического уравнения:

$$\begin{aligned} \Phi(\alpha, \beta; \gamma; z) &= \\ &= \frac{\Gamma(\alpha-\gamma+1)\Gamma(\beta-\gamma+1)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\beta)\Gamma(1-\gamma)} z^{1-\gamma} F(\alpha-\gamma+1, \beta-\gamma+1; 2-\gamma; z) \end{aligned}$$

называется ГГФ 2-го рода.

Вырожденная (конфлюэнтная) гипергеометрическая функция (ВГГФ) определяется как решение вырожденного гипергеометрического уравнения

$$zw'' + (\gamma - z)w' - \alpha w = 0. \quad (A)$$

Первое решение уравнения (A)- ВГГФ 1-го рода, определенная с помощью так называемого ряда Куммера:

$$\Phi(\alpha; \gamma; z) = {}_1F_1(\alpha; \gamma; z) = 1 + \frac{\alpha}{\gamma} \frac{z}{1!} + \frac{\alpha(\alpha+1)}{\gamma(\gamma+1)} \frac{z^2}{2!} + \dots,$$

где α и γ - параметры, принимающие любые действительные или комплексные значения, кроме $\gamma = 0, -1, -2, \dots$; z - комплексное переменное.

Второе линейно независимое решение уравнения (A), ВГГФ 2-го рода, имеет вид:

$$\begin{aligned} \Psi(\alpha; \gamma; z) &= \frac{\Gamma(\alpha-\gamma+1)\Gamma(\gamma-1)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(1-\gamma)} z^{1-\gamma} \Phi(\alpha-\gamma+1; 2-\gamma; z), \\ \gamma &\neq 0, -1, -2, \dots, \quad |\arg z| < \pi, \end{aligned}$$

ВГГФ $\Phi(\alpha; \gamma; z)$ связана с ГГФ $F(\alpha; \beta; \gamma; z)$ соотношением

$$\Phi(\alpha; \gamma; z) = \lim_{\beta \rightarrow \infty} F\left(\alpha; \beta; \gamma; \frac{z}{\beta}\right)$$

Основные интегральные представления для ВГГФ 1-го рода (Куммера):

$$\begin{aligned} \Phi(\alpha; \gamma; z) &= \\ &= \frac{\Gamma(\gamma)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\gamma-\alpha)} \int_0^1 e^{zt} t^{\alpha-1} (1-t)^{\gamma-\alpha-1} dt, \quad \operatorname{Re} \gamma > \operatorname{Re} \alpha > 0; \end{aligned}$$

ВГГФ 2-го рода (Трикоми):

$$\begin{aligned} \Psi(\alpha; \gamma; z) &= \\ &= \frac{1}{\Gamma(\alpha)} \int_0^{\infty} e^{-zt} t^{\alpha-1} (1+t)^{\gamma-\alpha-1} dt, \quad \operatorname{Re} \alpha > 0, \quad \operatorname{Re} z > 0. \end{aligned}$$

Представления функций через ВГГФ

Функции Бесселя:

$$\begin{aligned} J_\nu(z) &= \frac{1}{\Gamma(1+\nu)} \left(\frac{z}{2}\right)^\nu e^{-iz} \Phi\left(\nu + \frac{1}{2}; 2\nu + 1; 2iz\right), \\ I_\nu(z) &= \frac{1}{\Gamma(1+\nu)} \left(\frac{z}{2}\right)^\nu e^{-z} \Phi\left(\nu + \frac{1}{2}; 2\nu + 1; 2z\right), \\ K_\nu(z) &= \sqrt{\pi} e^{-z} (2z)^\nu \Psi\left(\nu + \frac{1}{2}; 2\nu + 1; 2z\right). \end{aligned}$$

Интеграл вероятностей:

$$\begin{aligned} \operatorname{erf}(z) &= \frac{2z}{\sqrt{\pi}} \Phi\left(\frac{1}{2}; \frac{3}{2}; -z^2\right), \\ \operatorname{erfc}(z) &= \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-z^2} \Psi\left(\frac{1}{2}; \frac{1}{2}; z^2\right). \end{aligned}$$

Гамма-функции:

$$\Gamma(\alpha, z) = e^{-z} \Psi(1-\alpha; 1-\alpha; z).$$

Элементарные функции:

$$\begin{aligned} e^z &= \Phi(\alpha; \alpha; z), \\ \sin z &= e^{iz} z \Phi(1; 2; -2iz). \end{aligned}$$

2. Работы с использованием ВГГФ и ГГФ

Впервые Т.Д. Шермергор [4-6] и его ученик В.Ф. Листовничий [7] использовали ВГГФ для описания вязко-упругих материалов и диэлектриков (см. О.Г. Новоженова, ЖИВКОМ-2018).

М.А. Колтунов в [8] писал о работе [4]: «Для учета асимметрии релаксационного спектра в области перехода полимеров из стеклообразного состояния в высокоэластическое Т.Д.Шермергор предлагает использовать вырожденные гиперболи-

ческие функции вида:
 ${}_1F_1(\alpha, 1, x) = 1 + \frac{\alpha}{(1!)^2} x + \frac{\alpha(\alpha+1)}{(2!)^2} x^2 + \dots + \frac{\alpha(\alpha+1)\dots(\alpha+n-1)}{(n!)^2} x^n + \dots$

Способ определения параметров ядра по экспериментальным данным не обсуждался.

* В [4] определение α для полиизобутилена было дано двумя способами $\alpha = 0,61$; $\alpha = 0,63$.

Е.С. Синайский, ученик М.И.Розовского, [9], рассматривая задачу реализации функции наследственного оператора, воздействующей на некоторую функцию времени, на основе преобразования Лапласа для операторов с ядрами типа Ю.Н.Работнова и А.Р. Ржаницына, получил формулы, которые сводят данную задачу к вычислению квадратуры. При этом для дробно-экспоненциальных ядер Работнова было использовано решение, полученное в [4]:

$$I_\alpha(\theta) = 1 - \mathcal{E}_\alpha * 1 = \frac{\sin \alpha \pi}{\pi} \int_0^\infty x^{\alpha-1} (1+x^{2\alpha} + 2x^\alpha \cos \alpha \pi)^{-1} e^{-\theta x} dx$$

В.Д. Штраус [10-11] предложил использовать четырехпараметровое (4П) описание процессов релаксации с асимметричным спектром. При исследовании диэлектриков применяется 4П - дисперсионная формула Гаврильяка-Негами, позволяющая регулировать асимметрию спектров в широком диапазоне. Эта дисперсионная формула является обобщением дисперсий согласно Дебаю, Коулу-Коулу и Дэвидсону-Коулу. Частными случаями ее являются также модели механической релаксации Работнова и Ржаницына.

Применение 4П описания ограничивалось отсутствием аналитических выражений для временных интегральных характеристик. В [10-11] дан вывод ранее неизвестных интегральных характеристик такого описания (ядра релаксации и его резольвенты, функции релаксации и ползучести). Мы отсылаем читателя к этим работам, ограничиваясь приведением сводной таблицы для 4П описания ядер.

В работах Г.А. Ванина [12-14] дано аналитическое описание упруго-вязких свойств структурированного материала по их функциям распределения в сочетании с использованием функций Куммера (ВГГФ первого рода), удовлетворяющих определяющим уравнениям. Для несимметрично распределенных положительных случайных параметров (диаметров круговых или сферических включений в гетерогенных средах, расстояний между их центрами и т.п.) предложены новые функции распределения [12], определены их центральные моменты. Вводится плотность распределения

$$p(x) = A x^b \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma^2}\right) sh\left(\frac{\alpha x}{\sigma}\right), \quad (0 \leq x < \infty).$$

Здесь a, b - безразмерные параметры, устанавливаемые как и σ , на основе обработки экспериментальных данных, A -нормирующий множитель, определяемый из условия

$$\int_0^\infty p(x) dx = 1, \quad A = [2^{b/2} \alpha \sigma^{1+b} \Gamma(1+\frac{b}{2}) {}_1F_1(1+\frac{b}{2}, \frac{3}{2}, \frac{\alpha^2}{2})]^{-1},$$

где ${}_1F_1(1+\frac{b}{2}, \frac{3}{2}, \frac{\alpha^2}{2})$ - ВГГФ.

В [12-14] построены гистограммы и плотности распределения на основе данных о распределении диаметров микросфер, расстояний между ними, углами между линиями, соединяющими соседние микросферы. Даны формулы для начальных моментов.

В работах Ю.В.Суворовой [15-16], ГГФ появляется при рассмотрении обращения нелинейной зависимости между напряжениями и деформациями $\varphi(\varepsilon_i) = (1+K^*)\sigma_i$. Полученная зависимость аналогична уравнению Лидермана-Розовского, но с одинаковыми функциями нелинейности. В случае $K(t) = kt^{-\alpha}$ имеем зависимость в терминах гамма - и Э-функции Работнова:

$$\sigma_i = \varphi(\varepsilon_i) - \int_0^{\varepsilon_i} k \Gamma(1-\alpha) \mathcal{E}_\alpha(-k, t-\tau) \varphi[\varepsilon_i(\tau)] d\tau$$

Для $\varphi(\varepsilon_i) = a \ln(1+b\varepsilon_i)$, $\varepsilon_i = \dot{\varepsilon}_i t$

$$\text{и } \mathcal{E}_\alpha(-k, t) = t^{-\alpha} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{[-k\Gamma(1-\alpha)]^n t^{n(1-\alpha)}}{\Gamma[(n+1)(1-\alpha)]}$$

получено

$$\sigma_i = \varphi(\varepsilon_i) + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a[-k\Gamma(1-\alpha)]^n b \dot{\varepsilon}_i^n t^{n(1-\alpha)+1}}{\Gamma[(n+1)(1-\alpha)]} \times {}_2F_1(1, 1; 2+n(1-\alpha); -b\varepsilon_i)$$

При $n \rightarrow \infty$ ряды ГГФ ${}_2F_1(1, 1; 2+n(1-\alpha); -b\varepsilon_i)$ стремятся к 1, а весь ряд стремится к 0. Из условия $\alpha \approx 1$ имеем $n(1-\alpha) + 2 \approx 2$ и получаем зависимость

$${}_2F_1(1, 1; 2; -b\varepsilon_i) = \frac{\ln(1+b\varepsilon_i)}{b\varepsilon_i}$$

для обработки эксперимента [15-16].

В заключение отметим необходимость более тесных контактов механиков и математиков, что значительно облегчило бы напряженные поиски решения [4-6]. В настоящее время ВГГФ входят практически в любой стандартный набор функций пакетов MatLab, Maple, MatCad, Wolfram Mathematica 7.0. и др. Их широко используют для решения различных задач механики и физики. Например, в работе [17], где при одномодовом режиме градиентного волоконного световода получены точные аналитические выражения для поля внутри волокна в виде гауссоиды с амплитудой, определяемой через функцию Куммера.

Литература

1. Новоженова О.Г. Учет шероховатости в контактных задачах гидродинамики и разрушения// Трение и смазка в машинах и механизмах, 2012, № 8, 3-9
2. Новоженова О.Г. Воспоминания о функционалах Вольтерра, дробно-экспоненциальной функции Работнова, Мит таг-Леффлера и вырожденной гипергеометрической функциях, а также краткий обзор соответствующих работ/Труды международной конференции «Наследственная механика деформирования и разрушения твердых тел-научное наследие Ю.Н.Работнова». 24-26 февраля 2014 г. М.:Изд-во И МАШ РАН.2014. С. 225. Электронная версия. ISBN 978-5-4253-0727-9. с.113-118.
3. Ферри Дж. Вязко-упругие свойства полимеров. Изд-во Ино стр. Лит.,1963.

4. Шермергор Т. Д., Реологические характеристики упруго-вязких материалов, обладающих асимметричным релаксационным спектром// МТТ, 1967, № 5,73-83
http://imash.ru/netcat_files/file/matvienko%20stati/MTT%205%2067%20Шермергор.pdf
5. Листовничий В.Ф., Шермергор Т.Д. Ползучесть упруго-вязких сред с ядром типа вырожденной гипергеометрической функции// МТТ, 1969, № 1, С.136-143.
http://www.imash.ru/netcat_files/file/matvienko%20stati/MTT%201%2069%20ЛистовничийШермергор.pdf
6. Листовничий В. Ф., Шермергор Т. Д., Релаксация напряжений и ползучесть некоторых линейных вязко-упругих сред, Изв. АН СССР, МТТ, № 4, 106 (1970).
http://imash.ru/netcat_files/file/matvienko%20stati/MTT%204%2070%20ЛистовничийШермергор.pdf
7. Листовничий В.Ф. Некоторые задачи механической и диэлектрической релаксации в неоднородных материалах. Автореферат диссертации на соискание степени кандидата физ.-мат. наук. Калинин, Калининский гос.-ный пед. ин-т, 1970.
8. Рогинский С.Л., Канович М.З., Колтунов М.А. / Высокопрочные стеклопластики. Изд-во «Химия», М., 1979-144 с.
9. Синайский Е.С. О численной реализации функции наследственного оператора//ПММ, 1978, **42**, No.6, 1115-1122.
10. Штраус В.Д., Слава Х.Э. Временные интегральные характеристики четырехпараметрового описания релаксационных процессов//Механика КМ, 1979, **15**, No.5,916-921.
11. Штраус В.Д. Вычисление временных функций наследственности путем применения обратного преобразования Лапласа// Механика композитных материалов, 1980, **16**, No.1, 148-152.
13. Ванин Г.А. Новые функции распределения в механике композиционных сред//Прикладная механика,1984,т.20, № 5,25-31.
14. Ванин Г.А., Стеликов Н.Е. Исследование распределения микросфер в сферопластиках // МКМ,1985, **21**, No.3,404-408.
15. Суворова Ю.В., Алексеева С.Ю. Нелинейная модель изотропной наследственной среды в условиях сложного напряженного состояния// Механика КМ, 1993, **29**, No.5,602-607.
16. Суворова Ю.В., Алексеева С.Ю. Нелинейная наследственная модель с учетом температуры при различных напряженных состояниях// Механика КМ, 1996, **32**, No.1, 72-82.
17. Гладких В.А. Гауссов вид для поля в *градиентных* одномерных волоконных световодах // Вестник ТОГУ, 2015 No. 4, 33-40.



ВАНИН
Георгий Андреевич
(1930-2008)



СУВОРОВА
Юлия Васильевна
(1939-2009)

Таблица

Parameter value		Kernel $R(t)$	Resolvent $K(t)$
α	β		
$0 < \alpha \leq 1$	$0 < \beta \leq 1$	$\frac{1}{\tau_0 \Gamma(\beta)} \sum_{i=0}^{\infty} \times$ $\times \frac{(-1)^i \Gamma(\beta + i) (t/\tau_0)^{\alpha(\beta+i)-1}}{\Gamma(i+1) \Gamma[\alpha(\beta+i)]}$	$\frac{1}{\tau_0} \sum_{i=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \times$ $\times \frac{(-1)^i \Gamma(n\beta + i) (t/\tau_0)^{\alpha(n\beta+i)-1}}{\Gamma(n\beta) \Gamma(i+1) \Gamma[\alpha(n\beta+i)]}$
$0 < \alpha \leq 1$	1	$\frac{1}{\tau_0} \sum_{i=0}^{\infty} \frac{(-1)^i (t/\tau_0)^{\alpha(1+i)-1}}{\Gamma[\alpha(1+i)]}$ <p style="text-align: center;">(Rabotnov, Cole-Cole)</p>	$\frac{(t/\tau_0)^{\alpha-1}}{\tau_0 \Gamma(\alpha)}$ <p style="text-align: center;">[Abel(Duffing), Curie]</p>
1	$0 < \beta \leq 1$	$\frac{1}{\tau_0 \Gamma(\beta)} \left(\frac{t}{\tau_0} \right)^{-(1-\beta)} \times$ $\times \exp\left(-\frac{t}{\tau_0} \right)$ <p style="text-align: center;">(Rzhanitsyn, Davidson -Cole)</p>	$\frac{\exp(t/\tau_0)}{t} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(t/\tau_0)^{n\beta}}{\Gamma(n\beta)}$ <p style="text-align: center;">(Koltunov)</p>
1	1	$\frac{1}{\tau_0} \times \exp\left(-\frac{t}{\tau_0} \right)$ <p style="text-align: center;">(elementary relaxation process, Debye)</p>	—

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТРАНСВЕРСАЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ СЛОИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Павлов А.А., Павлова С.А.^{1,*}

¹Самарский университет, Самара, Россия; * pavlova-sva@yandex.ru;

Аннотация: Данная работа посвящена исследованию трансверсальной прочности слоистых композиционных материалов. Приводятся результаты испытаний специальных образцов на четырёхточечный изгиб с целью формирования поля знаний о межслоевых свойствах слоистого углепластика. На основе соотношений теорий упругости установлена зависимость трансверсальных напряжений от геометрических параметров образца и механических характеристик материала. Приводятся результаты поверочного расчёта образцов методом конечных элементов.

Ключевые слова: слоистый полимерный композиционный материал, трансверсальная прочность, криволинейно-анизотропная балка, аналитический метод, натурный эксперимент, численный эксперимент, радиальные напряжения.

Введение

С точки зрения проектирования конструкций авиационной техники важной задачей является определение предела прочности слоистого полимерного композиционного материала в трансверсальном направлении. При существенной разнице прочностных и упругих характеристик композиционных материалов в плоскости укладки слоёв и в поперечном направлении, а также сложном и прогрессивном характере инициирования внутренних повреждений, существует потребность в повышении достоверности прогнозирования трансверсальной прочности слоистых композитных элементов конструкций на ранних стадиях разработки изделия. В настоящей работе приводятся результаты исследования трансверсальной прочности специальных образцов из слоистого углепластика [CC201R8824], выработанного на основе биаксиальной углеродной ткани CC201 и двухкомпонентной эпоксидной системы SR8100-SD8824. Механические характеристики рассматриваемого углепластика были получены путём проведения комплексных испытаний в соответствии с требованиями международных стандартов ASTM.

Экспериментальное исследование

Использование ряда известных критериев прочности показывает, что задание достоверных значений упругих и прочностных характеристик на начальном этапе разработки изделия оказывает существенное влияние на конечный результат проектирования. Наиболее точным и надёжным способом определения свойств материалов является эксперимент.

Исследование предела прочности слоистого композиционного материала в трансверсальном направлении проводилось путем испытания специальных образцов с цилиндрической анизотропией на четырёхточечный изгиб в соответствии с требованиями международного стандарта ASTM D6415 [1].

Согласно указанному стандарту, в ходе испытаний образец, представляющий собой криволинейную балку прямоугольного поперечного сечения, нагружается «чистым» изгибом (рис.1). Партия образцов (8 шт.) изготавливалась методом вакуумной

инфузии на базе лаборатории композиционных материалов и конструкций Самарского университета.

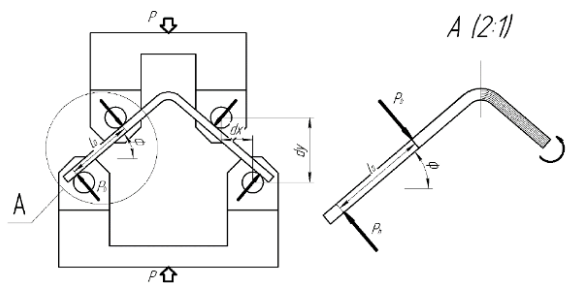


Рис. 1. Схема нагружения образцов.

Для проведения испытаний использовалась универсальная серво-гидравлическая испытательная машина MTS тип 322.2 с датчиком силы и датчиком перемещений нагружающего цилиндра. Усилие с гидравлического цилиндра испытательной машины передавалось на образец при помощи специально спроектированной и изготовленной испытательной оснастки. Нагружение каждого образца производилось со скоростью 5 мм/мин. При этом автоматически осуществлялась синхронная запись перемещений гидравлического штока испытательной машины и возникающих усилий (рис. 2).

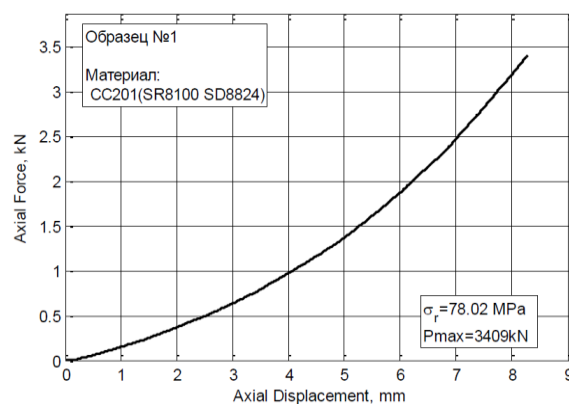


Рис. 2. График нагружения образцов.

В ходе эксперимента установлено, что действие изгибающего момента приводит к возникновению разрушающего трансверсального напряжения в радиальной зоне образца и, как следствие, происходит расслоение образца в области 5 – 8 слоёв ближе к

внешнему радиусу (рис.3).

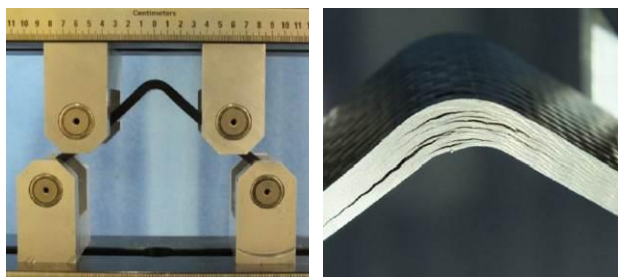


Рис. 3. Деформации и характер разрушения образцов.

Аналитическое исследование

В большинстве случаев набор экспериментальных данных о характеристиках композиционного материала на ранних стадиях проектирования конструкций существенно ограничен, а зачастую недостаточен для прогнозирования прочности разрабатываемого изделия. В связи с этим часто возникает необходимость в расчетном определении недостающих свойств материала.

Для прогнозирования трансверсальной прочности слоистого композиционного элемента с цилиндрической анизотропией целесообразно использовать формулу Лехницкого [2, 3] для расчёта радиальных (трансверсальных) напряжений:

$$\sigma_r = -\frac{M}{r_o^2 g \cdot w} \left[1 - \frac{1 - \rho^{k+1}}{1 - \rho^{2k}} \cdot \left(\frac{r_m}{r_o} \right)^{k-1} - \frac{1 - \rho^{k-1}}{1 - \rho^{2k}} \cdot \rho^{k+1} \cdot \left(\frac{r_o}{r_m} \right)^{k+1} \right] \quad (1)$$

Величина изгибающего момента определялась исходя из схемы испытания (рис. 1) в соответствии с выражением:

$$M = \left(\frac{P^{разр}}{2 \cdot \cos(\phi)} \right) \cdot \left(\frac{dx}{\cos(\phi)} + (D+t) \cdot \tan(\phi) \right) \quad (2)$$

где $P^{разр} = 3409$ Н - разрушающая нагрузка, приводящая к расслоению (среднее значение для испытанных образцов);

ϕ - угол между горизонтальной осью и полкой образца в момент разрушения;

$dx = 0,015$ м - горизонтальное расстояние между верхним и нижним нагружающим цилиндром;

$D = 0,01$ м - диаметр нагружающего цилиндра;

$t = 0,00356$ м - толщина образца в зоне радиального перехода.

Полярная координата оси анизотропии определяется следующим образом:

$$r_m = \left[\frac{(1 - \rho^{k-1})(k+1)(\rho r_o)^{k+1}}{(1 - \rho^{k+1})(k-1)r_o^{-(k-1)}} \right]^{\frac{1}{2k}} = 0,012 \text{ м}, \quad (3)$$

Поставив упругие характеристики материала и полученные данные из выражений (2) и (3) в выражение (1), получена расчётная величина радиальных напряжений криволинейно-анизотропных образцов из слоистого полимерного композиционного материала:

На основе экспериментальных данных об упругих характеристиках слоистого углепластика производился расчёт радиальной прочности криволи-

нейно-анизотропной балки:

$$\sigma_r = -\frac{56}{0,014^2 \cdot (-0,01) \cdot 0,004} \left[1 - \frac{1 - 0,71^{13,58}}{1 - 0,71^{13,17}} \cdot \left(\frac{0,012}{0,014} \right)^{13,58} - \frac{1 - 0,71^{13,58}}{1 - 0,71^{13,17}} \cdot 0,71^{13,58} \cdot \left(\frac{0,014}{0,012} \right)^{13,58} \right] = 78,02 \text{ МПа} \quad (4)$$

Для принятия проектных решений при разработке авиационных конструкций необходимо знать в каком слое инициируется расслоение. Изменяя значения полярного радиуса оси анизотропии в диапазоне от внутреннего (0,01 м) до внешнего (0,014) радиуса криволинейно-анизотропной балки, получена следующая картина распределения радиальных напряжений по толщине (рис. 4):

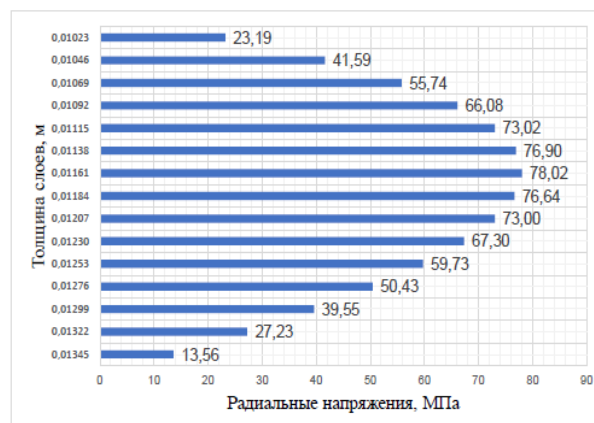


Рис. 4. Распределение радиальных напряжений по толщине криволинейно-анизотропной балки.

Анализ данной диаграммы показывает, что разрушение инициируется в 7 слое вследствие действия максимального трансверсального напряжения. Определяющим фактором в этом случае является прочность на границе раздела «матрица-волокно»: модуль упругости рассматриваемого слоистого композиционного материала в плоскости слоёв в 6,5 раз превосходит модуль упругости в трансверсальном направлении, что привело к снижению несущей способности. При этом стоит отметить, что максимум радиальных напряжений располагается на 1/3 суммарной толщины образца.

Численное исследование

На заключительном этапе исследований производился поверочный расчёт трансверсальной прочности слоистого углепластика с использованием программного обеспечения ANSYS, реализующего метод конечных элементов. Для моделирования анизотропных свойств углепластика применялся специализированный программный модуль ANSYS Composite PrepPost. При разработке математической модели криволинейной балки с цилиндрической анизотропией использовался восьми-узловой твердотельный конечный элемент SOLID185 со слоистой формулировкой [4, 5]. Данный элемент целесообразно использовать для дискретизации слоистых толстостенных оболочек. Каждый из узлов данного конечного элемента обладает тремя степенями свободы – перемещениями в направлениях x, y, z (U_x, U_y, U_z). Помимо координат узлов, данный элемент описывался свойствами анизотропного материала.

Анизотропные направления исследуемого углепластика соответствовали направлениям координат слоя, которые, в свою очередь, совпадали с локальной системой координат элемента.

На основе созданной поверхностной геометрии формировалась конечно-элементная модель. Средствами модуля Mechanical производилась автоматическая генерация разметки конечно элементной сетки. Размер конечных элементов задавался равным толщине монослоя углеродной ткани, т.е. 0,223 мм. На узлы торцевых поверхностей конечно-элементной модели накладывались ограничения перемещений вдоль оси z. Данное условие позволяет предотвратить выход продольного сечения образца из плоскости при нагружении. К поверхностям на концах криволинейно-анизотропной балки прикладывался изгибающий момент величиной 56 Н×мм.

После проведения линейного статического расчёта на прочность, полученные результаты передавались в модуль ACP Post для визуализации. По результатам расчета получена следующая картина распределения радиальных напряжений в криволинейно-анизотропной балке (рис. 5):

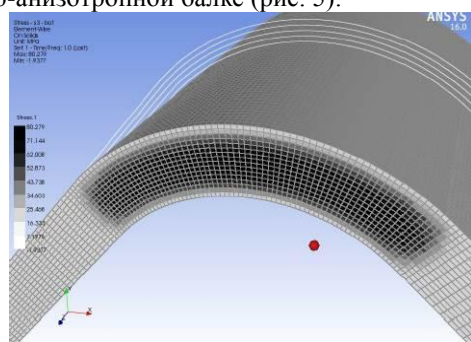


Рис. 5. Распределение радиальных напряжений в конечно-элементной модели криволинейно-анизотропной балки.

На рис. 6 показано распределение радиальных напряжений по слоям КЭМ криволинейно-анизотропной балки.

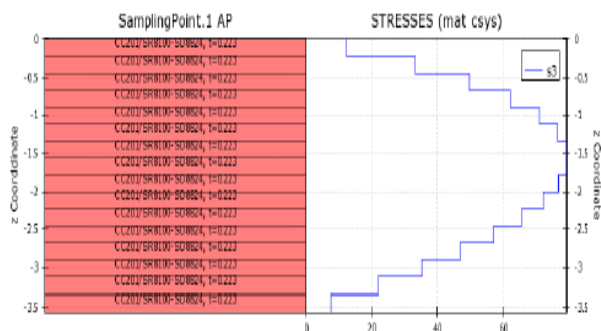


Рис. 6. Распределение радиальных напряжений по толщине.

Оценка полученных результатов численного моделирования проводилась путём сравнения радиальных напряжений, полученных в твердотельной конечно-элементной модели, с данными аналитического расчёта (рис. 7).

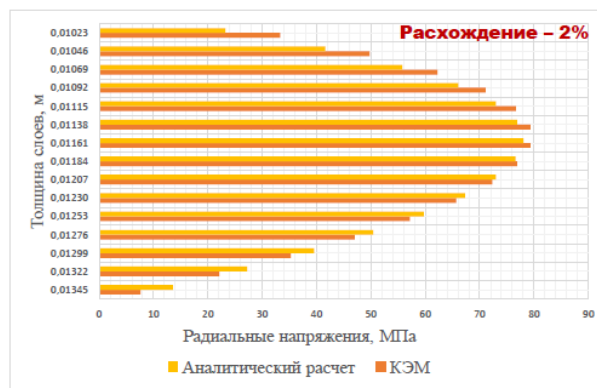


Рис. 7. Результаты численного моделирования.

Как видно из данной диаграммы, в конечно-элементной модели радиальные напряжения возникают в 7-8 слое и составляют величину 80 МПа. Таким образом, можно сделать вывод, что поверочный расчет показал хорошую сходимость с аналитическим расчётом.

Заключение

Проведённые экспериментально-аналитические исследования могут быть использованы для прогнозирования трансверсальной прочности авиационных конструкций, изготавливаемых из слоистых композиционных материалов, на ранних стадиях проектирования. Установлено, что максимальные радиальные напряжения определяются геометрическими параметрами балки, а также упругими характеристиками материала. Максимум радиальных напряжений для слоистой балки располагается на 1/3 суммарной толщины изделия ближе к внешнему радиусу. Поверочный расчёт методом конечных элементов для твердотельной модели анизотропной по толщине криволинейной балки показал хорошую сходимость с расчётными и экспериментальными данными.

Список литературы

1. ASTM Test Method D 6415M, Standard Test Method for Measuring the Curved Beam Strength of a Fiber-Reinforced Polymer-Matrix Composite // Annual Book of ASTM Standards, USA, 2001. – pp. 322 – 330.
2. Lekhnitskii, S.G. Anisotropic plates // Gordon and Beach Science Publishers. - 1987. – 546 p.
3. Лехницкий, С.Г. Тория упругости анизотропных тел [Текст]: С.Г.Лехницкий. – М.: Наука, 1977. – 415 с.
4. Cook, R.D. Finite Element Modeling for Stress Analysis //USA: John Wiley Publishers, 1995. – 330 p.
5. Бате, К. Численные методы анализа и метод конечных элементов [Текст]: К. Бате, Е. Вильсон. – М.: Стойиздат, 1982. – 447 с.

ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕОЛОГИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ КОСОУГОЛЬНО АРМИРОВАННЫХ ВОЛОКНИСТЫХ КОМПОЗИТОВ

Паймушин В.Н.^{1,2*}, Каюмов Р.А.², Холмогоров С.А.¹

¹Казанский национальный исследовательский технический университет им.А.Н.Туполева-КАИ,
Казань, Россия; *vrajmushin@mail.ru;

²Казанский (Приволжский) федеральный университет, Казань, Россия;

³Казанский государственный архитектурно-строительный университет, Казань, Россия.

Аннотация: Для тест-образцов из косоугольно армированных волокнистых композитов, изготовленных из угле-
ленты ЭЛУР-П и связующего холодного отверждения ХТ-118 и уложенных под углами $+45^\circ / -45^\circ$, проведена серия
экспериментальных исследований на растяжение по различным программам нагружения. Установлено, что полную
осевую деформацию допустимо представить в виде суммы четырех составляющих, включающих: остаточную (необ-
ратимую) деформацию, обратимую деформацию, необратимую деформацию ползучести и обратимую деформацию
ползучести из-за вязкоупругих свойств матрицы. На основе гипотезы о более быстром затухании скорости необрати-
мых деформаций ползучести по сравнению со скоростью деформаций наследственной упругости получены соотно-
шения, в которые входит только приращение вязкоупругих деформаций. Это позволило провести идентификацию па-
раметров ядра ползучести, а затем найти характеристики соотношений теории упрочнения

Ключевые слова: углелента, композит, образец, эксперимент, реологические модели, идентификация.

Проблемам, посвященным деформациям ползучести, уделялось большое внимание многими исследователями (см., в частности, [1-9]). Предложено немало различных теорий, описывающих реологические свойства материалов (Фойхта, Максвелла, Кельвина, теория старения, теории течения и упрочнения, линейные и нелинейные наследственные модели). Для прогнозирования деформаций ползучести на достаточно длительные интервалы времени разработаны различные методы, основанные на математических аналогиях (температурно-временная, напряженно-временная и др., см. например, в [5]). Анализ работ по экспериментальному исследованию процессов деформирования волокнистых композитов показывает, что при нагружении вдоль волокон они ведут себя практически как линейно упругие материалы, деформации ползучести могут стать значимыми лишь при достаточно больших временах нагружения. При сдвиге же ползучестя начинает проявляться уже при временах, исчисляемых минутами и даже секундами.

Для описания деформаций ползучести волокнистых композитов наиболее адекватной экспериментам считается модель вязко упругого (наследственно упругого) материала, которая хорошо подтверждается экспериментами. Для ее описания часто используется слабо сингулярное ядро ползучести Абеля. Особенностью наследственно упругой модели является то, что после снятия нагрузки деформации ползучести в пределе исчезают. Однако проведенные авторами эксперименты показывают, что все же часть деформаций ползучести не восстанавливается. Это говорит о том, что эта часть деформаций ползучести должна быть описана соотношениями не наследственной теории упругости, а соотношениями инкрементальной теории ползучести типа теории старения (т.е. в дифференциальной форме), согласно которой после снятия нагрузки накопленные деформации ползучести являются необратимыми. Поэтому будем считать, что в общем

случае полная деформация состоит из следующих компонент.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + \varepsilon_\sigma^r + \varepsilon^v + \varepsilon^{nel} + \varepsilon^R \quad (1)$$

$$\varepsilon^v = \int_0^t f(\sigma) H(\sigma, t - \tau) d\tau \quad (2)$$

$$d\varepsilon_\sigma^r / dt = F(\sigma, \varepsilon_\sigma^r) \quad (3)$$

Здесь ε^{nel} – нелинейно обратимая часть, ε^R – мгновенно необратимая часть, ε_σ^r – необратимая деформация ползучести, ε^v – наследственно упругая (вязкоупругая) обратимая составляющая. В литературе можно найти различные варианты связи этих составляющих с напряжениями для композитных материалов (см. например, [8-11]). В данной работе в дальнейшем введем обобщение гипотезы Качанова [12], а именно, будем считать, что деформации ползучести, вязкоупругости, мгновенно обратимая и необратимая части развиваются независимо друг от друга, т.е.

$$\varepsilon_\sigma^r = \varepsilon_\sigma^r(\sigma, t), \varepsilon^v = \varepsilon^v(\sigma, t), \varepsilon^{nel} = \varepsilon^{nel}(\sigma), \varepsilon^R = \varepsilon^R(\sigma).$$

Для определения деформации ползучести и параметров его моделей наиболее удобным является эксперимент, проводимый в течение длительного времени при постоянной нагрузке (в экспериментах было принято $\sigma = 45$ МПа). При этом из полной деформации удастся вычленишь ту часть, которая изменяется со временем. Однако при этом невозможно разделить наследственно упругую часть деформации и необратимую деформацию ползучести.

Рассмотрим далее задачу идентификации параметров наследственной модели деформирования и модели необратимой ползучести. Дальнейшие рассуждения будут строиться на базе анализа результатов экспериментов, проводимых по сценарию, соответствующему программе нагружения, приведенной на рис. 1.

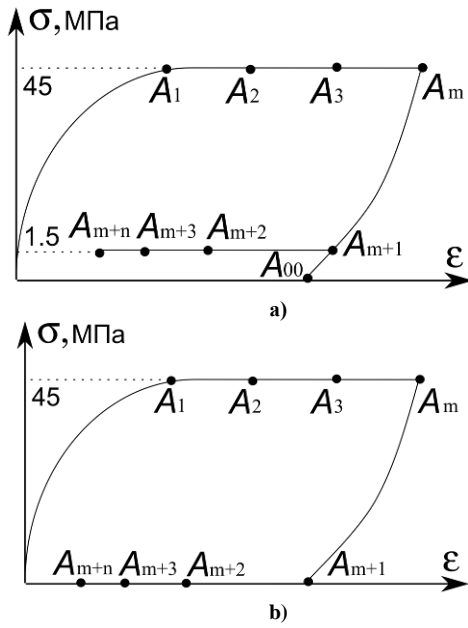


Рис. 1 Диаграмма деформирования $\sigma = \sigma(\varepsilon)$

Сначала к моменту времени t_1 происходит нагружение образцов до значения напряжения $\sigma = \sigma_{max}$ (на рис.1 это соответствует точке A_1), затем при этом значении напряжения образец выдерживается некоторое время $\Delta t_m = t_m - t_1$.

Обозначим через $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \dots$ экспериментальные значения деформаций в точках A_1, A_2, A_3, \dots в моменты времени t_1, t_2, t_3, \dots при выдержке под напряжением $\sigma = \sigma_{max}$. Затем при $t = t_m$ начинается разгрузка до значения $\sigma = \sigma_{min}$, при котором образец выдерживается в течение времени $\Delta t_n = t_{m+n} - t_{m+1}$.

Формально можно получить соотношения, в которых остаются только деформации наследственной упругости ε^v . Для этого образец необходимо полностью разгрузить до значения $\sigma_{min} = 0$ (см. рис.1b) и записать выражения для приращений деформаций. Поскольку после полной разгрузки при нулевых значениях напряжения деформации ε^{nel} , $\varepsilon^R(\sigma)$, $\varepsilon_o^r(\sigma, t)$ остаются постоянными во времени, то можно записать следующие соотношения

$$\Delta_{ij}\varepsilon = \varepsilon_i - \varepsilon_j = \varepsilon^v(0, t_i) - \varepsilon^v(0, t_j), \quad i, j > m. \quad (4)$$

В эксперименте обычно известным является закон изменения напряжений в образце

$$\sigma = \zeta(t). \quad (5)$$

Тогда выражения для ε_i^v представляются в виде

$$\varepsilon_i^v = \int_0^{t_i} f(\zeta(\tau)) H(\zeta(\tau), t_i - \tau) d\tau. \quad (6)$$

Зная значения деформаций, измеренных в эксперименте при $\sigma_{min} = 0$ в моменты времени $t_i, t_j \geq t_m$, получим соотношения, содержащие только ядро ползучести

$$\begin{aligned} \Delta_{ij}\varepsilon^{exp} &= \varepsilon_i^{exp} - \varepsilon_j^{exp} = \varepsilon_i^v - \varepsilon_j^v = \\ &= \int_0^{t_i} f(\zeta(\tau)) H(\zeta(\tau), t_i - \tau) d\tau - \\ &= \int_0^{t_j} f(\zeta(\tau)) H(\zeta(\tau), t_j - \tau) d\tau, \quad t_i, t_j \geq t_m \end{aligned} \quad (7)$$

Далее необходимо принять какие-либо допущения о форме определяющих соотношений (2). Как показывают исследования многих авторов, при умеренных эксплуатационных напряжениях и небольших их изменениях можно использовать линейную теорию наследственной упругости (в частности, от миллисекунд до тысяч часов при использовании ядра Абеля [13]). Тогда

$$f(\sigma) = \sigma, \quad H(\sigma, t - \tau) = H(t - \tau). \quad (8)$$

Аппроксимируем $H(t - \tau)$ по какой-либо системе функций H_k

$$H(t - \tau) = \sum_{k=1}^K H_k(\alpha_k, t - \tau). \quad (9)$$

Пусть число K не больше числа различных уравнений (7). Тогда для определения механических характеристик α_k из (7) в общем случае вытекает переопределенная система алгебраических уравнений. Формально минимизацией квадратичной невязки этой системы уравнений могут быть найдены константы α_k , т.е. может быть определено ядро ползучести H .

Однако, как показали эксперименты, при осуществлении полной разгрузки не удается получить с достаточной точностью значения деформаций на участке A_{m+1}, A_{m+2} ввиду наличия различного рода «шумов» (люфтов аппаратуры, остаточных деформаций изгиба образцов ввиду несоосности захватов). В то же время значения ε^v после полной разгрузки формально можно получить путем экстраполяции (т.е. найти значение деформаций в точке A_{00} на рис. 1a). Однако это потребовало бы многократных испытаний одного и того же образца по второй программе при различных временах выдержки $\Delta t_m = t_m - t_1$, что может привести к немалым разбросам экспериментальных данных. Поэтому следующей проблемой в задаче идентификации реологических характеристик исследуемого материала является задача разделения вязко упругих деформаций ε^v и деформаций ползучести $\varepsilon_o^r(\sigma, t)$ при $\sigma = \sigma_{max}$ в одном эксперименте. Для этого примем подтвержденную экспериментами гипотезу о том, что затухание скорости необратимых деформаций ползучести происходит гораздо быстрее, чем для

деформаций наследственной упругости. Это говорит о том, что при постоянном напряжении $\sigma = \sigma_{max}$ приращение деформаций по прошествии большого отрезка времени представляет собой лишь приращение наследственно упругих деформаций $\Delta \varepsilon^v$. Поэтому при $\sigma = \sigma_{max}$ можно с небольшой погрешностью записать соотношение, по форме совпадающее с (7), но при условии, что $t_m > t_i, t_j \gg t_1$:

$$\Delta_{ij} \varepsilon^{exp} = \varepsilon_i^{exp} - \varepsilon_j^{exp} = \varepsilon_i^v - \varepsilon_j^v, \quad t_i, t_j < t_m \quad (10)$$

Подчеркнем, что здесь в отличие от (7) времена интегрирования t_i, t_j соответствуют выдержке при максимальном напряжении, что позволяет с достаточной точностью определять левую часть соотношений (10). Записывая их для разных значений времен t_i, t_j , получим систему уравнений. Минимизацией ее квадратичной невязки могут быть найдены константы α_k , входящие в аппроксимирующие выражения (9) для ядра ползучести H .

в определяющих соотношениях (2) использовалось ядро Абеля

$$H(t - \tau) = \frac{B}{(t - \tau)^\alpha}, \quad 0 < \alpha < 1, \quad B > 0. \quad (11)$$

Идентификация параметров соотношения (11) проводилась на основе анализа результатов испытаний при постоянном напряжении $\sigma = \sigma_{max} = 45$ МПа. В уравнениях (11) принималось, что $t_j = const = t_0$, $t_i > t_0$. Рассматривались разные варианты выбора t_0 в уравнениях (10). Результаты идентификации параметров B, α отражены на рис.2. Из них следует вывод о том, что действительно при больших временах выдержки поведение рассматриваемого материала можно описать моделью только наследственно упругого материала (11), поскольку параметры ядра ползучести α, B стабилизируются.

Как было сказано выше, при не малых временах в экспериментах выявляются необратимые деформации, сравнимые с наследственно упругими. Будем описывать их соотношениями (3), учитывая, как это следует из анализа результатов, приведенных на рис.2, что после $t = t_0 \sim 1000$ сек. их прирост затухает. Был проведен анализ ряда различных функций $F(\sigma, \varepsilon_\sigma^r)$. Однако получить модель, которая обеспечивала бы затухание скорости необратимой деформации ползучести гораздо большую, чем для скорости вязкоупругой деформации, оказалось непростой задачей. Поскольку рассматривался вариант только одного значения напряжения выдержки σ_{max} , то теория старения была выбрана в простейшем варианте относительно напряжений:

$$d\varepsilon_\sigma^r / dt = \sigma \psi(\varepsilon_\sigma^r). \quad (12)$$

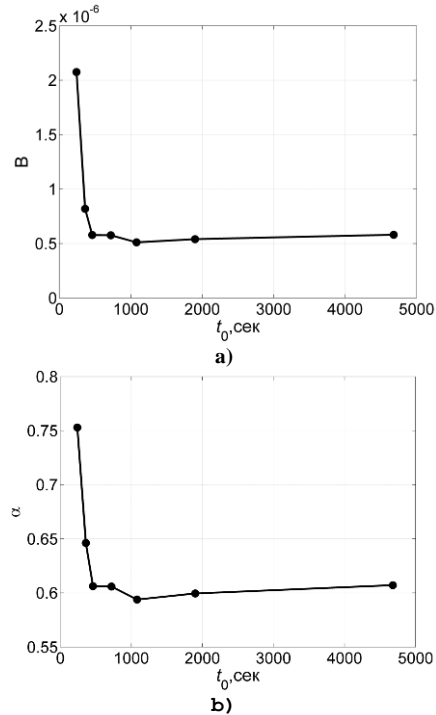


Рис.2. а) – значения параметра B , б) – значения α , полученные в результате их идентификации на отрезке времени $[t_0, t_{max}]$ при $\sigma_{max} = 45$ МПа (полное время выдержки $t_{max} = 18000$ сек = 5ч.).

Далее были проведены численные эксперименты с использованием различных видов функции $\psi(\varepsilon_\sigma^r)$, один из которых был принят в следующей форме

$$d\varepsilon_\sigma^r / dt = \chi_0 \sigma / (1 + \chi_1 (\varepsilon_\sigma^r)^m). \quad (13)$$

Здесь m, χ_0, χ_1 – искомые константы. Поскольку в точках A_1, A_2, A_3, \dots деформации $\varepsilon^{nel}, \varepsilon^R$ постоянны, то можно записать соотношения, аналогичные (7), но уже с учетом деформаций необратимой ползучести

$$\Delta_{ij} \varepsilon = [\varepsilon^v(\sigma_{max}, t_i) + \varepsilon_\sigma^r(\sigma_{max}, t_i)] - [\varepsilon^v(\sigma_{max}, t_j) + \varepsilon_\sigma^r(\sigma_{max}, t_j)] \quad (14)$$

Здесь деформации $\varepsilon^v(\sigma_{max}, t_j)$ уже могут быть вычислены по соотношениям (2), (11).

Минимизируя квадратичную невязку между экспериментальными значениями $\Delta_{ij} \varepsilon^{exp}$ и $\Delta_{ij} \varepsilon$, рассчитанными по (14), но для всех значений t_i (времен выдержки образца под напряжением σ_{max}), можно определить параметры m, χ_0, χ_1 , входящие в соотношения (13) для деформаций необратимой ползучести.

Результаты обработки экспериментов при $\sigma = \sigma_{max} = 45$ МПа на участке $A_1 - A_m$ (см. рис.1) показали приемлемость использованных предположе-

ний и работоспособность предложенного подхода к определению механических характеристик изучаемого композита.

После идентификации реологических характеристик материала можно найти секущий модуль упругости $E(\sigma, \dot{\epsilon})$ из условия близости экспериментальных и расчетных значений полных деформаций.

Для рассмотренного материала идентификация реологических и секущего модуля упругости для моделей (11)–(13) по описанной выше методике дала следующие результаты

$$B = 6.0878 \cdot 10^{-7} \text{ сек}^{\alpha-1} / \text{МПа}, \quad \alpha = 0.6151,$$

$$E(\sigma_{max}, \dot{\epsilon}) = 10700 \text{ МПа},$$

$$\chi_0 = 1.2485 \cdot 10^{-7} (\text{сек} \cdot \text{МПа})^{-1}, \quad \chi_1 = 1.8764 \cdot 10^4,$$

$$m = 21.1 \quad (15)$$

С целью иллюстрации на рис.3а) приведены полученные в эксперименте значения $\Delta_{i1}\epsilon^{exp}$ (обозначены маркерами) и расчетные их значения $\Delta_{i1}\epsilon = \epsilon_i - \epsilon_1$, а на рис.3б) приведены значения полных деформаций.

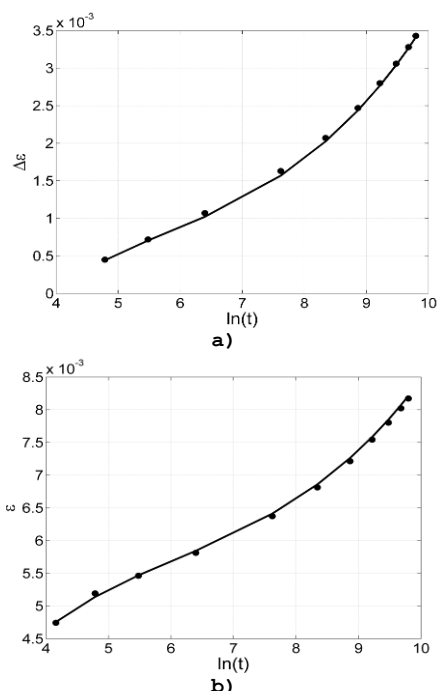


Рис. 3 Значения $\Delta_{i1}\epsilon^{exp}$, $\Delta_{i1}\epsilon$ а) и ϵ_i^{exp} , ϵ_i б)

Дальнейший анализ результатов экспериментов с учетом полученных соотношений для реологических составляющих позволяет считать, что мгновенная необратимая деформация пренебрежимо мала. Это позволяет на последующем этапе определить начальный модуль упругости на основе обработки результатов начального этапа нагружения при малых напряжениях. Выявлено, что при этом даже

при малых напряжениях и их приращениях необходимо из полных деформаций вычитать вязкоупругие составляющие, поскольку при использовании сингулярных ядер ползучести даже при достаточно больших скоростях нагружения изменение вязкоупругих деформаций может составлять величину порядка десятков процентов от общего приращения деформации.

На последнем этапе после определения реологических характеристик и начального модуля упругости может быть вычленена нелинейно упругая обратимая часть деформации, которая может быть вызвана микро перестройкой структуры композита, например, ввиду потери устойчивости его фаз.

Результаты исследований получены в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России № 9.5762.2017/ВУ (проект № 9.1395.2017/ПЧ).

Список литературы

1. Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. –752 с.
2. Работнов Ю. Н. Элементы наследственной механики твердых тел. М.: Наука, 1977. 384 с.
3. Ржаницын Р. А. Теория ползучести. М.: Госстройиздат, 1968. 416 с.
4. Колтунов М. А. Ползучесть и релаксация. М.: Высшая школа, 1976. 277 с.
5. Уржумцев Ю.С., Максимов Р.Д. Прогностика деформативности полимерных материалов. Рига: «Зинатне», 1975. 416 с.
6. Mechanics of Composite Materials. Composite Materials. Volume 2 / Edited by G.P.Sendeckyj. Academic Press. New York and London, 1974.
7. Адамов А.А., Матвеев В.П. Методы прикладной вязкоупругости. М.: Машиностроение, 2003. С. 23–30.
8. Каюмов Р. А., Тергулов И. Г. Структура определяющих соотношений для армированных жесткими волокнами наследственно-упругих материалов // Журнал ПМТФ. – 2005. – № 3. – С.120-128.
9. Каюмов Р. А. Расширенная задача идентификации механических характеристик материалов по результатам испытаний конструкций // Изв. РАН. Мех. тв. тела. – 2004. – № 2. – С.94-105.
10. Арутюнян Н.Х. О теории ползучести неоднородно наследственных стареющих сред // Доклады АН СССР. – 1976. – Т. 229, №3. – С.569-571.
11. Алфутов Н.А., Зиновьев П.А., Попов Б.Г. Расчет многослойных пластин и оболочек из композиционных материалов. – М.: Машиностроение, 1984. – 263 с.
12. Качанов Л.М. О времени разрушения в условиях ползучести // Изв. АН СССР. Отд-ние техн. наук. –1958, №8. – С.26-31.
13. Полилов А.Н. Этюды по механике композитов. М.: Физматлит. – 2015.- 320 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ДЕГРАДАЦИИ И САМОЗАЛЕЧИВАНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Перельмутер М.Н.

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

Аннотация: Разработаны физико-механические модели формирования трещины в композиционном материале и самозалечивания трещины полностью или частично свободной от связей между ее берегами. Моделирование основано на применении кинетической концепции термофлуктуационного разрыва/восстановления связей в концевой области трещины.

Ключевые слова: трещины, деструкция связей, самозалечивание, концевая область, численное моделирование.

Введение

Развитие и накопление микроскопических трещин в недоступных частях конструкций, а также внутри материала, может привести к катастрофическому разрушению. Для предотвращения разрушения и поддержания работоспособности в таких случаях эффективно использование самовосстанавливающихся (самозалечивающихся) материалов. Свойство самовосстановления материала особенно важно, когда вмешательство человека затруднено при удалённой эксплуатации изделия (например, в космосе) или при экстремальных условиях эксплуатации. Наибольший эффект самовосстановления проявляется на начальной стадии формирования трещин. Можно выделить три основных этапа в процессе самовосстановления трещин:

1) формирование и рост трещин под действием внешней нагрузки и агрессивных сред в ослабленных областях материала и зонах высокой концентрации напряжений;

2) инициирование процесса самовосстановления при внешнем воздействии и/или внедрении в трещину залечивающего агента;

3) укрепление и восстановление связей между берегами трещины, приводящее к восстановлению (частичному или полному) несущей способности материала или изделия.

Для анализа указанных этапов и решения задач, возникающих при этом, эффективно использование модели, основанной на объединении кинетической термофлуктуационной теории и модели концевой области трещины, позволяющей объединить при анализе формирования-восстановления трещины подходы механики, физики и химии. Ниже приведены результаты, полученные при использовании этой модели для анализа деградации и восстановления нарушенных адгезионных связей в концевой области трещины.

Постановка задачи

Рассмотрим прямолинейную трещину на границе соединения различных материалов (модель трещины в композите) под действием растягивающего напряжения σ_0 , см. рис. 1.

Моделирование формирования дефекта-трещины в композиционном материале основано

на допущении, что в начальный момент времени в материале имеется зона ослабленных связей, которая рассматривается как трещина, заполненная связями. В классической модели термофлуктуационного разрыва молекулярных связей [1-2] полагается, что долговечность нагруженной межатомной связи экспоненциально уменьшается при возрастании внешнего напряжения, которое распределяется на все связи равномерно и процесс разрушения происходит в материале однородно по всему объему. Фактически процесс разрушения происходит не однородно, а путем зарождения и развития отдельных трещин-дефектов. Действие внешнего напряжения уменьшает энергетический барьер разрыва связей. Ввиду этого при моделировании разрыва связей в концевой области трещины действие внешнего напряжения учитывается в форме работы, которую выполняют усилия в связях в концевой области трещины. Полагается, что известное выражение для долговечности молекулярной связи является справедливым и для связей в концевой области трещины, но вклад внешнего напряжения в выражении для долговечности молекулярной связи рассматривается как работа по деформированию связей, определяемая с учетом неоднородного распределения усилий по связям и термофлуктуационного изменения плотности связей со временем. Условием образования трещины-дефекта является снижение средней плотности связей на соответствующем участке концевой области трещины до предельного значения. Время, за которое происходит указанное снижение средней плотности связей, определяет скорость деградации межфазного слоя.

Оценка времени формирования дефекта выполняется исходя из следующих допущений [3-6]:

- 1) в начальный момент времени в материале существует область ослабленных связей, которая рассматривается как трещина, заполненная связями;
- 2) плотность связей в области ослабленных связей изменяется со временем по термофлуктуационному механизму;
- 3) жесткость связей пропорциональна их плотности в каждой точке концевой области трещины;
- 4) формирование дефекта происходит от центра области ослабленных связей;
- 5) условием формирования трещины-дефекта является снижение средней плотности связей на соот-

ветствующем участке области ослабленных связей до критического значения.

При моделировании процесса самозалечивания материала с трещиной полагаем, что в начальный момент времени (когда формирование трещины завершено, поверхности трещины свободны от связей полностью или частично) активизируется процесс восстановления адгезионных связей между поверхностями трещины, см. рис. 2, где d - размер зоны восстановленных адгезионных связей между берегами трещины, $u_{x,y}$ - компоненты раскрытия трещины на краю концевой области.

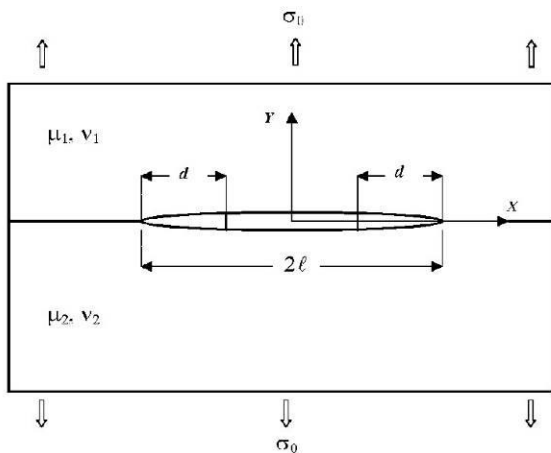


Рис.1 Трещина на границе соединения материалов.

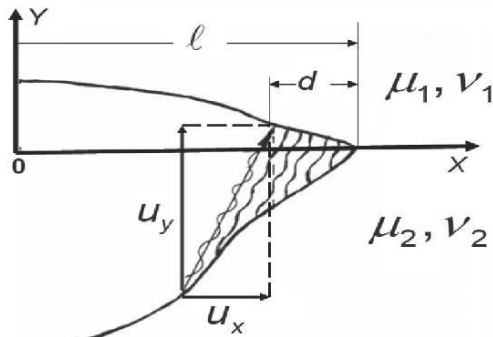


Рис. 2. Связи между поверхностями трещины в концевой области.

Моделирование процесса восстановления связей между берегами трещины основано на следующих допущениях [7-8]:

- 1) в начальный момент времени в трещину на границе соединения материалов попадает «залечивающая» жидкость – полимер;
- 2) количество полимера достаточно, чтобы заполнить трещину ($d = l$);
- 3) в трещине начинается процесс полимеризации, приводящий к образованию связей между поверхностями трещины;
- 4) плотность связей между поверхностями трещины $n_h(x,t)$ является возрастающей функцией времени (n_0 - плотность связей исходного материала, $\tau_h(x)$ -

время восстановления связи в точке концевой области трещины с координатой x)

$$n_h(x,t) = n_0 \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_h(x)}}\right);$$

- 5) возрастание плотности связей между поверхностями трещины сопровождается увеличением жёсткости связей.

Результаты расчетов

Методика численного моделирования формирования и залечивания трещин в композиционных материалах основана на использовании метода сингулярных интегро-дифференциальных уравнений (СИДУ) [9-10]. Методом СИДУ определяются напряжения в связях при формировании трещины или в процессе ее квазистатического самозалечивания.

В данном разделе приведены результаты исследования эффективности процесса самозалечивания при изменении энергии активации восстановления связей в концевой области трещины. Расчёт заканчивался при увеличении плотности связей между берегами трещины до величины $(0.8-0.9)n_0$. Вычисления выполнены для состояния плоской деформации, упругие постоянные материалов $E_1 = 135 \text{ ГПа}$; $E_2 = 25 \text{ ГПа}$ (медь - эпоксидный полимер) и связей $E_b = E_2$ (модуль упругости связей), $\nu_1 = 0.35$, $\nu_2 = 0.3$. Полагается, что соединение материалов выполнено с помощью адгезива, обладающего свойством самовосстановления. Цель вычислений - анализ зависимости эффективности процесса самовосстановления (мера эффективности – величина модуля коэффициента интенсивности напряжений (КИН) в вершине трещины) при возрастании жёсткости связей.

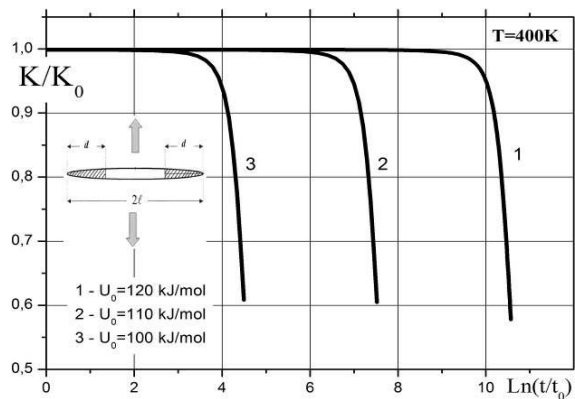


Рис. 3. Зависимость модуля КИН от времени при различных значениях энергии активации формирования связей,

$$t_0 = 1c, \quad K_0 = \sigma_0 \sqrt{\pi l}$$

На Рис. 3 приведены зависимости модуля КИН от времени при различных значениях энергии активации формирования связей. Значительное укрепление связей (спад КИН) наблюдается на последних шагах по времени. Уменьшение энергии активации на 10% приводит к сокращению времени восста-

новления связей примерно в 10 раз. Соответствующее изменение плотности связей во времени приведено на Рис 4, где видно интенсивное нарастание плотности связей на заключительном этапе расчёта. Увеличение плотности связей между поверхностями трещины приводит к возрастанию жёсткости связей, а также к увеличению напряжений в связях и к уменьшению раскрытия трещины.

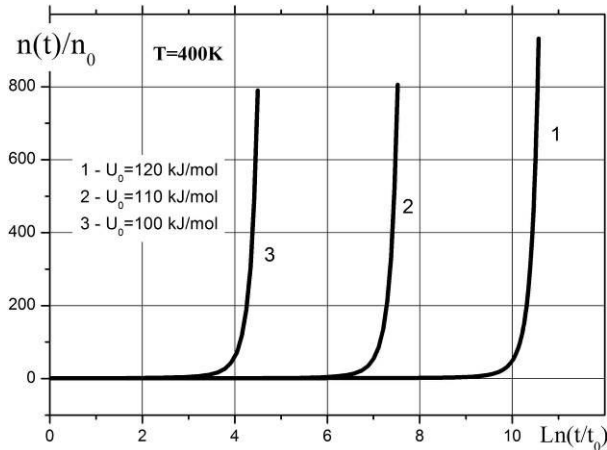


Рис. 4. Изменение плотности связей во времени при различных значениях энергии активации.

Напряжения в связях вдоль трещины для нескольких шагов по времени вблизи момента окончания расчёта (окончание расчёта – шаг 72) при энергии активации восстановления связей равной 100 кДж/моль приведены на рис. 5.

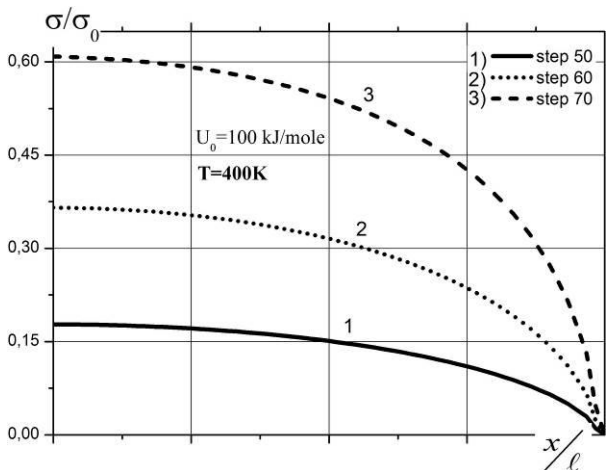


Рис. 5. Напряжения в связях вдоль трещины для нескольких шагов по времени вблизи момента окончания расчёта, энергия активации - 100 кДж/моль.

Возрастание напряжений в связях сопровождается соответствующим уменьшением раскрытия трещины, см. Рис.6.

Заключение

Предложенная модель позволяет выполнять последовательное исследование физических процессов формирования, роста и самовосстановления дефектов и трещин в рамках подхода, основанного

на объединении кинетической термofлуктуационной теории разрушения и модели концевой области трещины.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ (проект 17-08-01312), а также Программ РАН (Проекты I.2.27 и I.2.32).

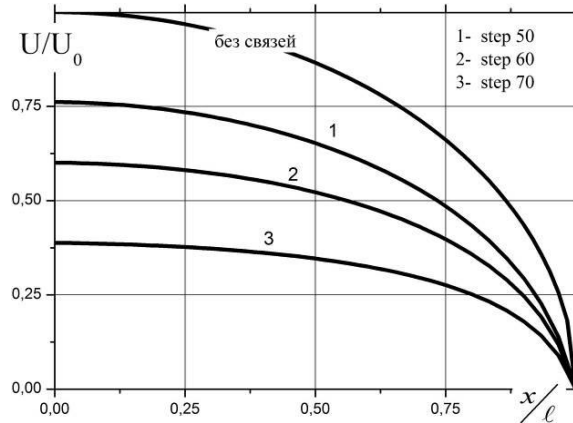


Рис. 6. Безразмерное раскрытие трещины для нескольких шагов по времени, энергия активации -100 кДж/моль, U_0 - раскрытие трещины без связей.

1. Журков С.Н. Кинетическая концепция прочности твердых тел // Вестник АН СССР, 1968, №3, С. 46-52
2. Регель В.Г., Слущкер А.И., Э.Е.Томашевский. Кинетическая природа прочности твердых тел. М.: Наука. 1974, 560с
3. Гольдштейн Р.В., Перельмутер М.Н. О кинетике формирования и роста трещин на границе соединения материалов // Изв. РАН, МТТ, № 4, 2012, С. 32-49
4. Perelmutter M. Kinetics of interfacial crack bridged zone degradation // Journal of Physics: Conference Series, 2013, vol. 451, P.1-8
5. M. Perelmutter Modeling formation and growth of cracks on the material interface // Procedia Materials Science, Vol. 3, 2014, P. 1075–1080
6. R. Goldstein, M. Perelmutter, Kinetics of cracks nucleation on materials interface // Procedia Structural Integrity, 2017, Volume 7, P. 222-228
7. M. Perelmutter Bridged crack approach to model materials self-healing // Proceedings of Fourth International Conference on self-healing materials, Belgium, Ghent, 16-20 June, 2013, De Belie, N.; van der Zwaag, S.; Gruyaert, E.; Van Tittelboom, K.; Debbaut, B. (Ed.) P. 138-141
8. M. Perelmutter, Application of the bridged crack model for evaluation of materials repairing and self-healing // Journal of Physics: Conference Series, 2017, Volume 937, P. 1-7
9. Goldstein R.V., Perelmutter M.N. Modeling of bonding at the interface crack // Internal J. of Fracture. 1999. V. 99. № 1-2. P.53-79
10. Гольдштейн Р.В., Перельмутер М.Н. Трещина на границе соединения материалов со связями между берегами // Изв. РАН. МТТ. 2001. № 1. С. 94–112

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ТРЕЩИН С ГРАНИЦАМИ РАЗДЕЛА СРЕД С УЧЕТОМ УСЛОВИЙ НЕИДЕАЛЬНОГО СОЕДИНЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Перельмутер М.Н.

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

Аннотация: Представлены результаты исследования эффектов торможения трещин в составных конструкциях при наличии зон идеального и неидеального соединения материалов, полученные методом граничных интегральных уравнений. Конструкция моделируется набором однородных подобластей с трещинами, расположенными на границах между подобластями. Учитывается взаимодействие берегов трещин.

Ключевые слова: трещины, границы раздела сред, идеальное и неидеальное соединение материалов.

Введение

Задачи о взаимодействии трещин с препятствиями и границами раздела сред возникают при исследовании торможения трещин и управления их движением. Задачи такого рода возникают как при разработке методов предотвращения разрушения крупногабаритных конструкций, так и при отыскании путей повышения надёжности изделий микроэлектроники. Для торможения трещин используют ребра жёсткости, специальные прослойки, разгружающие отверстия, ремонтные накладки и заполнители трещины.

В данной работе представлены результаты исследования эффекта торможения трещин в составных конструкциях, при наличии зон идеального и неидеального соединения материалов, полученные методом граничных интегральных уравнений (ГИУ). Конструкция моделируется набором однородных подобластей с трещинами, расположенными на границах между подобластями. Такой подход позволяет рассматривать трещины в однородных телах при несимметричном нагружении, а также трещины на границе соединения различных материалов.

Основные уравнения

При отсутствии массовых сил и температурных воздействий граничное интегральное уравнение теории упругости для каждой однородной подобласти конструкции имеет вид [1]

$$c_{ij}(p)u_i(p) = \int_{\Gamma} [G_{ij}(q,p)t_j(q) - F_{ij}(q,p)u_j(q)] d\Gamma(q), \quad i, j = 1, 2 \quad (1)$$

где точки p и q принадлежат границе подобласти Γ , $u_i(q)$ - перемещения, $t_i(q)$ - усилия на границе подобласти, $c_{ij}(p)$ - функции, зависящие от локальной геометрии в точке p , для гладкой границы $c_{ij}(p) = 0.5\delta_{ij}$, $G_{ij}(q,p)$, $F_{ij}(q,p)$ - фундаментальные решения Кельвина.

Полагаем, что на участках идеального контакта подобластей выполняются условия непрерывности для перемещений $u_i^{k,n}(q)$ и равновесия для усилий $t_i^{k,n}(q)$:

$$u_i^k(q) = u_i^n(q), \quad t_i^k(q) = -t_i^n(q) \quad (2)$$

Здесь k и n - номера соседних подобластей, q - точка на границе подобласти.

На участках границ подобластей, содержащих трещины со свободными от связей берегами, перемещения в каждой подобласти рассматриваются как независимые переменные. Дополнительные условия вводятся при наличии связей между берегами в концевой области трещины или на участках неидеального соединения подобластей (обобщённый закон деформирования связей) [2-5]

$$t_i(q) = \kappa_i(q, \sigma) \Delta u_i(q),$$

$$\Delta u_i(q) = u_i^k - u_i^n, \quad \kappa_i(q, \sigma) = \gamma_i(q, \sigma) \frac{E_b}{H} \quad (3)$$

Здесь $i = 1, 2$ соответствует нормальному и касательному к плоскости трещины направлениям, $t_i(q)$ и $\Delta u_i(q)$ - компоненты вектора усилий и раскрытия трещины в локальной системе координат, $\kappa_i(q, \sigma)$ - жесткость связей в концевой области трещины, зависящая от положения точки p на концевой области трещины и напряжения в связи σ , $\gamma_i(q, \sigma)$ - безразмерные функции, определяющие зависимость жесткости связей от положения вдоль концевой области, H - линейный размер, пропорциональный толщине зоны неоднородности на участке соединения материалов, E_b - эффективный модуль упругости связей, σ - модуль вектора усилий в связях.

Для численного решения ГИУ используются изопараметрические квадратичные граничные элементы и специальные граничные элементы вблизи вершины трещины, учитывающие асимптотическое поведение переменных (перемещений и поверхностных усилий). Дискретизация границ подобластей и аппроксимация переменных позволяет заменить вычисление интегралов по всей поверхности подобласти в ГИУ суммой интегралов по совокупности граничных элементов, представляющих поверхность подобласти, и получить дискретное представление ГИУ. Учёт граничных условий на внешних частях подобластей и дополнительных условий (2)-(3) позволяет получить из системы дискретных ГИУ для

всех подобластей конструкции систему линейных алгебраических уравнений для определения узловых неизвестных задачи [4-5].

Результаты расчётов

Ниже представлены результаты расчётов для модели пластины с двумя краевыми трещинами и внутренним подкрепляющим слоем материала с другими механическими свойствами, плоское напряжённое состояние, коэффициенты Пуассона материалов полагались одинаковыми, $\nu_1 = \nu_2 = 0.3$, одноосное растяжение по нормали к плоскости трещин (см. рис.1).

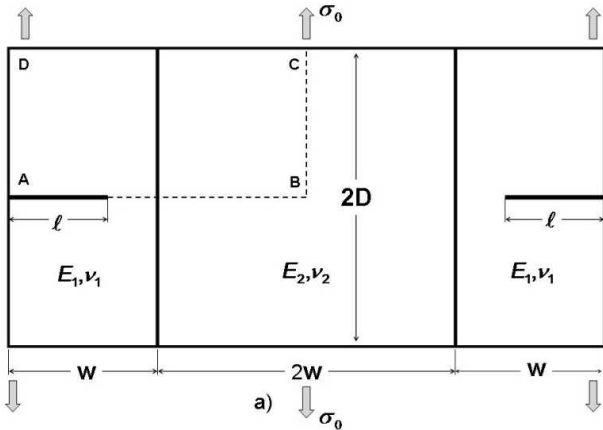


Рис.1. Модель пластины с двумя краевыми трещинами и подкрепляющим слоем.

Расчётная модель пластины с краевой трещиной, учитывающая симметрию задачи, приведена на рис.2 (область ABCD, см. рис.1), однородная растягивающая нагрузка σ_0 прикладывалась к верхнему краю пластины. Трещина рассматривалась как свободная от связей, так и заполненная связями. Закон деформации связей принимался в форме (3) в предположении, что $\gamma_2 = 0$ (жесткость связей в направлении вдоль трещины равна нулю) и $\gamma_1 = 1$. Относительная жесткость связей в направлении растяжения κ определяется так (ℓ - длина трещины, κ_2 - жесткость в касательном направлении):

$$\kappa = \kappa_1 \left(\frac{E_1}{\ell} \right)^{-1} = \frac{E_b}{E_1 H}, \quad \kappa_1 = \frac{E_b}{H}, \quad \kappa_2 = 0$$

При выполнении расчетов полагалось, что модуль упругости связей в концевой области трещины $E_b = E_1$, а изменение относительной жесткости связей осуществлялось (при заданной длине трещины) посредством изменения параметра H .

Зависимости КИН в вершине трещины, заполненной связями ($\kappa = 1$), от относительной жесткости подкрепляющего слоя E_2 / E_1 приведены на рис. 3. Увеличение жесткости слоя приводит к значительному снижению КИН. При $E_2 / E_1 \sim 10$ экранирующий эффект слоя стабилизируется. Отметим также, что с приближением вершины трещины к

поверхности слоя его экранирующий эффект усиливается.

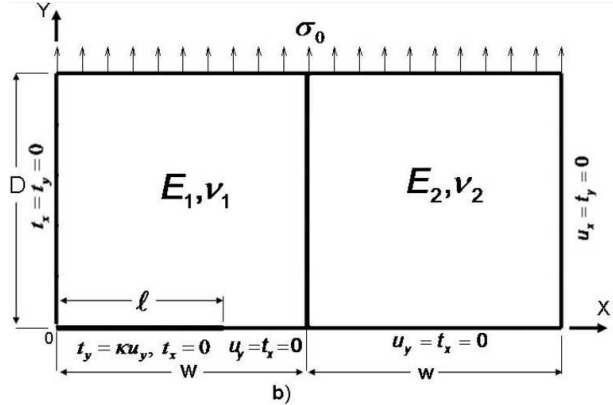


Рис. 2. Пластина с краевой трещиной, подкреплённая слоем материала с другими механическими свойствами: учёт симметрии задачи и граничные условия, $W / \ell = 1.5$, $D / W = 1$.

Влияние вклада связей в концевой области трещины (трещина заполнена связями) иллюстрирует рис. 4, где представлены зависимости КИН от относительной жесткости связей при $E_2 / E_1 = 10$. Заполнение трещины связями с относительной жесткостью $\kappa = 1$ приводит к почти трехкратному снижению КИН. При дальнейшем увеличении жесткости связей этот эффект стабилизируется. Таким образом, заполнение трещины связями соответствующей жесткости приводит к существенному повышению эффективности упрочнения.

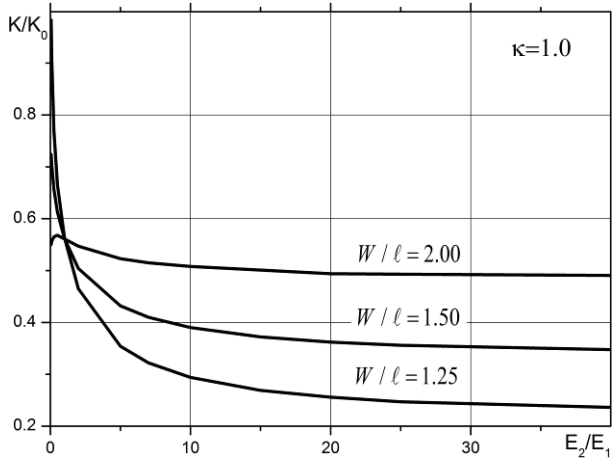


Рис.3. Зависимость КИН от относительной жесткости подкрепляющего слоя, $K_0 = \sigma_0 \sqrt{\pi \ell}$.

Рассмотрим распределения нормальной составляющей усилий в связях вдоль трещины, заполненной связями, при $\kappa = 1$, $W / \ell = 1.25$ в зависимости от относительной жесткости подкрепляющего слоя (см. рис. 5). Форма распределения усилий и их величина существенно зависят от относительной жесткости слоя. При малой жесткости подкрепляющего слоя усилия в связях вдоль трещины снижаются, уменьшается вклад связей в экранирующий эффект и, соответственно, КИН в вершине трещины возрастает.

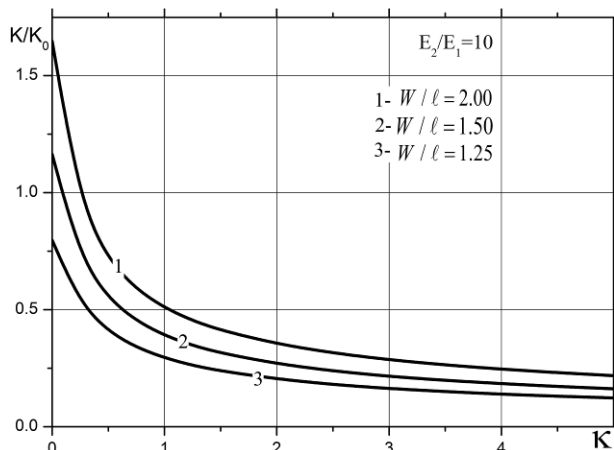


Рис.4. Зависимость КИН от относительной жесткости связей, заполняющих трещину.

Деформированное состояние расчетной области (заштрихованная часть) при $\kappa=1$ и $E_2/E_1=10$ приведено на рис. 6, где видна значительная деформация подобласти с трещиной.

Эпюра нормальных напряжений вдоль контура расчетной области при $\kappa=1$ и $E_2/E_1=10$ представлена на рис. 7. Максимальные напряжения в подкрепляющем слое $\sigma_{yy}/\sigma_0=2.93$ заметно превышают напряжения в области с трещиной, где нормальные напряжения близки к номинальным, $\sigma_{yy}/\sigma_0 \sim 1.0$, за исключением окрестности вблизи вершины трещины.

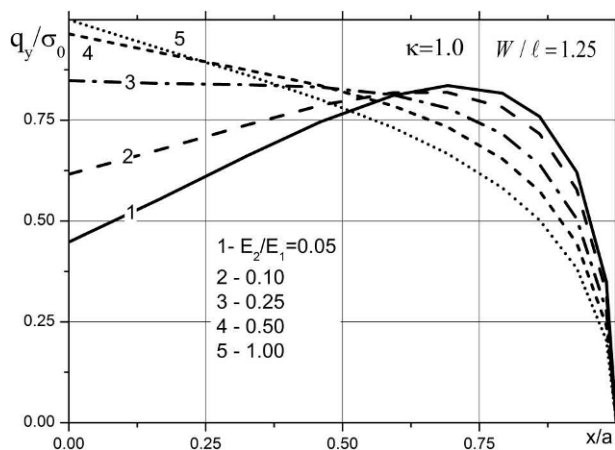


Рис. 5. Нормальные усилия в связях вдоль трещины, заполненной связями, влияние жесткости подкрепляющего слоя, $\kappa=1, W/l=1.25$.

Заключение

Анализ распределений напряжений и КИН является первым этапом моделирования роста трещин в рамках модели трещины со связями в концевой области с учетом эффекта слабых интерфейсных зон. Метод граничных интегральных уравнений является эффективным методом решения указанного класса задач и может быть использован для конструкций конечного размера с криволинейными трещинами со связями в концевой области и участками слабых интерфейсных зон при механических и термических

нагрузках. Анализ развития трещин может быть выполнен на основе нелокального критерия разрушения для трещин со связями в концевой области [6-8].

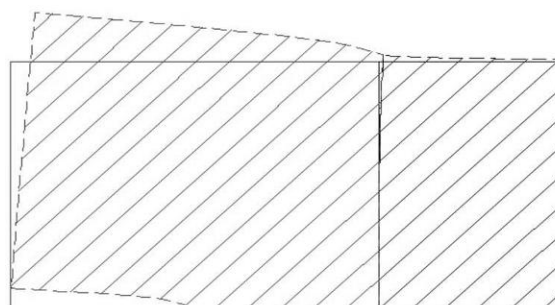


Рис. 6. Деформированное состояние расчетной области.

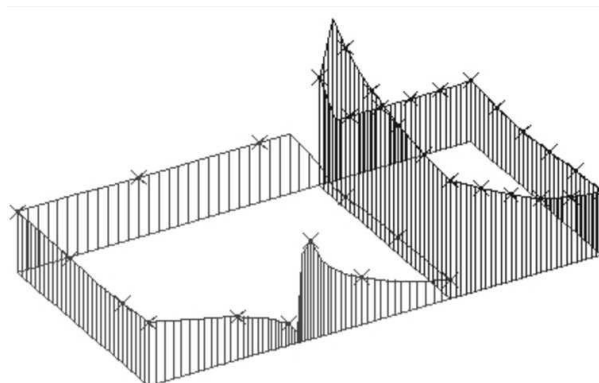


Рис. 7. эпюра нормальных напряжений вдоль контура области.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ (проект 17-08-01312), а также Программ РАН (Проекты I.1.16 и I.2.32).

1. Бенерджи П., Баттерфилд Р. Метод граничных элементов в прикладных науках. – М.: Изд. МИР, 1984. – 494с.
2. Goldstein R.V., Perelmuter M.N. Modeling of bonding at the interface crack // Internal J. of Fracture. 1999. V. 99. № 1-2. P.53-79
3. Гольдштейн Р.В., Перельмутер М.Н. Трещина на границе соединения материалов со связями между берегами // Изв. РАН. МТТ. 2001. № 1. С. 94–112
4. Перельмутер М.Н. Анализ напряженного состояния в концевой области трещины на границе раздела материалов методом граничных элементов // Вычислительная механика сплошных сред. 2012. Т. 5. № 4. С. 415-426
5. Perelmuter M. Boundary element analysis of structures with bridged interfacial cracks // Computational Mechanics. 2013. V. 51, № 4. P.523-534
6. Гольдштейн Р.В., Перельмутер М.Н. Моделирование трещиностойкости композиционных материалов // Вычислительная механика сплошных сред. 2009. Т. 2. № 2. С. 22-39
7. Перельмутер М.Н. Критерий роста трещин со связями в концевой области // ПММ. 2007. том 71. вып.1. С. 152-171
8. Perelmuter M. Nonlocal criterion of bridged cracks growth: analytical analysis // Acta Mechanica, 2015. Vol. 226, no 2. P. 397–418

ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕОРИИ ЭРГОДИЧНОСТИ К ОБРАБОТКЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ НЕРАЗРУШАЮЩЕМ КОНТРОЛЕ

Правоторова Е.А.^{1*}, Скворцов О.Б.^{1,2}, Троицкий О.А.¹

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия; *pravotorova@bk.ru;

² Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия.

Аннотация: Контроль состояния электропроводящих конструктивных элементов оборудования по виброакустическому отклику на воздействие последовательности импульсов тока не требует использования сложного оборудования и может быть использован для неразрушающего контроля такого оборудования. Измерение таких процессов требует оценки характера виброакустических процессов и погрешностей измерения их параметров.

Ключевые слова: виброакустика, погрешность, неразрушающий контроль, эргодичность, среднее, экстремальная оценка, ансамблевые методы.

Введение

При пропуске импульсных токов через электропроводящие элементы конструкции формируются вибрационные процессы аналогичные отклику на механическое ударное воздействие, что позволяет использовать данный эффект для неразрушающего контроля таких элементов и оборудования в состав которого они входят [1-5]. Характеристиками таких ударных воздействий можно управлять простым изменением параметров импульса тока. Последовательность ударных импульсов можно рассматривать как случайный процесс и при соответствующем выборе временных параметров электрического импульса (длительность импульса и скажность) можно обеспечить получение виброакустического отклика близкого к синусоидальному на собственных частотах конструкции или к экспоненциально затухающему колебанию.

Получаемые при этом сигналы, характеризующие вибрацию, имеют типичный характер и могут рассматриваться как случайные и эргодические [6-11]. Использование эргодических сигналов находит широкое применение при выполнении различных физических измерений [12]. При таких измерениях актуальна задача оценки точности адекватной оценки параметров различных эргодических процессов [13]. Подробная классификация и свойства различных случайных представлений, например, в [14].

Методы анализа процессов

Типовым примером вибрационного сигнала, соответствующего критериям эргодичности, является узкополосный случайный сигнал:

$$x(t_i) = A(t_i) \sin \left(2\pi \frac{f(t_i)}{fk} i + \varphi(t_i) \right) + n_i, \quad (1)$$

где $A(t_i)$, $f(t_i)$, $\varphi(t_i)$ и n_i случайные значения амплитуды, частоты, фазы и аддитивного шума. Оценки шума часто имеют нормальное распределение. Амплитуда, частота и фаза могут иметь распределения Релея и угловое нормальное распределение. Формирование узкополосных значений из случайных реализаций возможно либо с использованием узкополосной фильтрации или сглаживанием выбороч-

ных случайных значений.

Получить оценки случайной амплитуды такого процесса [15] можно, например, используя алгоритм дискретного преобразования Фурье. Для последовательных реализаций, каждая из которых имеет длительность $1/Mf$, где Mf – среднее значение случайной частоты вибрационного сигнала, формируют оценки амплитуды, среднего значения и дисперсии. Для вибрации роторного механизма частота определяется средним значением оборотной частоты вращения. На рис. 1 показаны оценки амплитуды для 64 последовательных реализаций, каждая которых состоит из 64 выборок узкополосного случайного сигнала. Случайный аддитивный шум с нормальным распределением входит в сигнал при отношении сигнал/шум (SNR) равно единице. Зависимость задаваемой случайной амплитуды сигнала от времени также приведена в виде линии на рисунке.

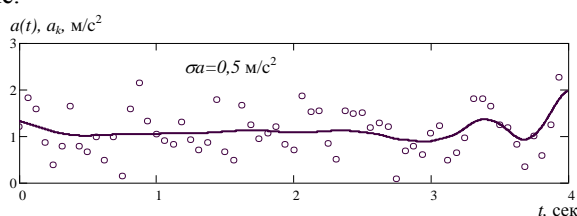


Рис. 1. Зависимость изменения случайной амплитуды узкополосного случайного сигнала и выборочных оценок амплитуды, полученных с использованием ДПФ. $Ma=1$ м/с², $\sigma_a=0,5$ м/с², $Mf=10$ Гц, $\sigma_f=3$ Гц, $M\varphi=0$, $\sigma_\varphi=5^\circ$, $\sigma_l=0,718$ (SNR=1).

При использовании вибрационных сигналов для анализа состояния агрегата временные сигналы представляют дискретными временными рядами, для которых выполняют определение оценок экстремальных или средних параметров. Такие оценки также являются в общем случайными характеристиками процессов и могут соответствовать критериям эргодичности.

Если последовательность оценок также является эргодическим процессом, на неё можно распространить действие теоремы Биркгофа — Хинчина [16]. Рассмотрение зависимостей оценок размаха и среднеквадратичных значений (СКЗ) ускорения, а также пик-фактора от длительности им-

пульса тока при постоянной амплитуде тока показывает, что зависимости оценок вибрации от амплитуды тока могут быть как близкими к линейным, так и нелинейными в зависимости от выбираемого параметра (размаха или СКЗ). Аналогичные зависимости получены и в виде функции от величины магнитной индукции, когда для контроля тока через проводник использованы датчики Холла. Величину магнитной индукции можно оценивать по средним или экстремальным параметрам. При исследовании таких эргодических процессов как вибрационный отклик металла на пропускание электрического импульса применение оценки по размаху контролируемой величины обеспечивает снижение погрешностей измерения. Уменьшение для эргодических процессов значений автокорреляционной функции до значений близких к нулевому, позволяет реализовать «повторные» испытания для каждого из контролируемых образцов, в соответствии с теоремой Биркгофа — Хинчина [16].

При исследовании вибрационных процессов импульсных токов методами эргодической теории их анализ производится в следующей последовательности:

Оценка стационарности процессов. Процесс для которого математическое ожидание и дисперсия постоянны, а корреляционная функция зависит только от разности $\tau=t_1-t_2$ [17] называется стационарным в широком смысле:

$$m_x(t)=m_x=const; \quad (2)$$

$$D_x(t)=D_x=const; \quad (3)$$

$$K_x(t_1, t_2)=K_x(t_1-t_2)=K_x(\tau). \quad (4)$$

Оценка эргодичности процессов. Стационарная случайная функция обладает эргодическим свойством, если ее характеристики (математическое ожидание - m_x , дисперсия - D_x и корреляционная функция - $K_x(\tau)$), полученные на совокупности реализаций, рассчитаны как соответствующие средние по времени по одной реализации той или иной продолжительности.

Длительность реализации определяется заданной точностью результатов измерения вибрации.

Для достаточно большого T математическое ожидание стационарного эргодического процесса:

$$m_x = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) dt; \quad (5)$$

его дисперсия:

$$D_x = \frac{1}{T} \int_0^T [x(t) - m_x]^2 dt; \quad (6)$$

а корреляционная функция:

$$K_x(\tau) = \frac{1}{T-\tau} \int_0^{T-\tau} [x(\tau) - m_x][x(t+\tau) - m_x] dt. \quad (7)$$

Состоятельной, несмещенной и эффективной оценкой математического ожидания является среднее арифметическое значений n :

$$m_x = \frac{\sum_{i=1}^n x(t_i)}{n} \quad (8).$$

Обладающей указанными свойствами оценкой дисперсии D_x является величина:

$$D_x = \frac{\sum_{i=1}^n [x(t_i) - m_x]^2}{n-1}. \quad (9)$$

Также можно вычислить корреляционную функцию:

$$K_x\left(\frac{pT}{m}\right) = \frac{1}{m-p} \sum_{i=1}^{m_p} x(t_i - m_x) \cdot x(t_{m_p} - m_x), \quad (10)$$

где m – количество точек t_1, t_2, \dots, t_m ; p – меняющееся значение параметра ($p=1, \dots, m$).

Для рассматриваемой реализации эргодического процесса, количество точек, определяющее его продолжительность, находится аналогично вычислению количества реализаций случайного процесса в зависимости от заданной точности получаемых результатов. На рис. 2 приведены примеры оценок для узкополосного эргодического случайного вибрационного процесса.

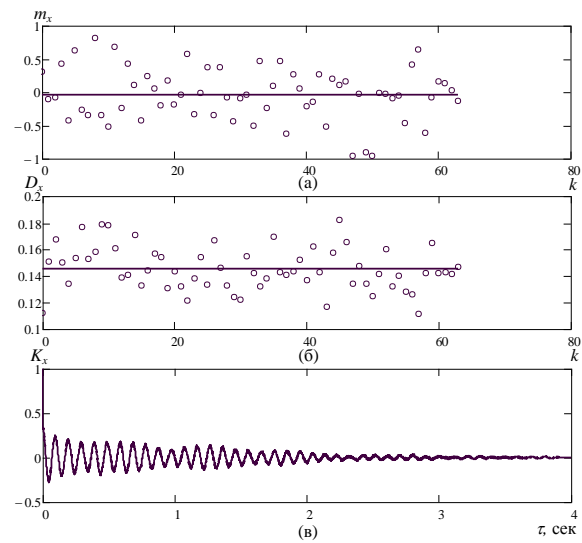


Рис. 2. Выборочные значения m_x (а), дисперсии D_x (б) и корреляционной функции K_x (в) узкополосного случайного вибрационного процесса, соответствующего критериям эргодичности.

Оценим количество точек, необходимых для оценки среднего значения, определяемого по формуле (8). В силу центральной предельной теоремы при достаточно больших значениях n среднее арифметическое будет иметь распределение близкое к нормальному, с математическим ожиданием a и дисперсией σ^2/n . Поэтому получаем:

$$P\left(\frac{m_x - Mm_x}{\frac{\sigma}{\sqrt{n}}} < \varepsilon\right) \approx \Phi\left(\frac{\varepsilon \sqrt{n}}{\sigma}\right), \quad (11)$$

где $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-z^2} dz$ - функция Лапласа, ε - точность неравенства.

Для определенной вероятностью P можно найти нормального распределения t_p , удовлетворяющее уравнению $\Phi(t) = P$, где

$$t_p = \frac{\varepsilon}{D - \frac{\sigma}{\sqrt{n}}} \quad (12)$$

Отсюда доверительная оценка m_x примет вид:

$$P(|m_x - Mm_x| < \varepsilon) = t_p \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad (13)$$

Отсюда точность:

$$\varepsilon = t_p \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad (14)$$

Решая (14) относительно n получаем:

$$n = \frac{t_p^2 \sigma^2}{\varepsilon^2} \quad (15)$$

При $P=0,997$ соотношения (14) и (15) примут вид:

$$\varepsilon = \frac{3\sigma}{\sqrt{n}}; \quad (16)$$

$$n = \frac{9\sigma^2}{\varepsilon^2} \quad (17)$$

Полученные зависимости показаны в графическом виде на рис. 3.

Также может быть построен доверительный интервал для дисперсии и корреляционной функции и таким образом можно оценить необходимое количество продолжительности реализации.

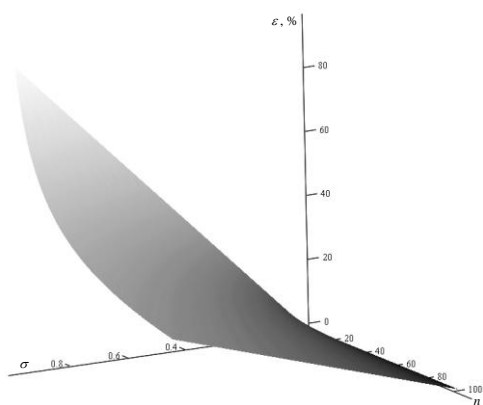


Рис. 3. Зависимость относительной погрешности от числа выборочных оценок и среднего квадратичного отклонения.

Удовлетворительная точность оценок может быть получена для эргодических процессов на относительно коротких реализациях.

Выводы

Полученные соотношения, позволяют оценить погрешности оценки параметров эргодических процессов и необходимое количество выборочных значений.

1. 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. 2015. – С.39–40.

2. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. 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.

3. Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Правоторова Е.А. Оценка однократных вибрационных реакций проводников на действие импульса тока // Колебания и волны в механических системах. Материалы международной научной конференции. Под ред. Р.Ф. Ганиева. 2017. – С.133–135.

4. 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.59–62.

5. 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-ой научный семинар. Тезисы докладов. 24-26 октября 2017 г., М.: 2017. – С.51–52.

6. Pravotorova E.A., Skvortsov O.B. Modelling of vibration tests of winding elements of power electric equipment // Journal of machinery manufacture and reliability. – 2015. – V.44. – №5. – P.479–484.

7. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Обработка сигналов векторных датчиков физических величин // Сборник научных трудов: материалы Международной научно-технической конференции «Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике»; МГУ ФТИ. – М.: – 2017. – Выпуск 23 (XXIII). – С.124–126.

8. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Контроль трехмерной вибрации в системах противоаварийной защиты. // Состояние и проблемы измерений. Сборник материалов XIV Всероссийской научно-технической конференции. НУК ИУ МГТУ им. Н.Э. Баумана. М.: 2017. – С.102–105.

9. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Резервированный режим работы трехкомпонентного датчика вибрации // Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Труды четвертой Всероссийской научно-технической конференции, М.: Изд-во: ИМАШ РАН. 2017. – С.50–51.

10. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. 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.

11. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Статистические оценки вибрационных сигналов // Международная конференция "Живучесть и конструкционное материаловедение" (Живком-2016), М.: Изд-во: ИМАШ. – 2016. – С.44.

12. Зеленов Г.Я. Применение эргодической гипотезы для измерения параметров и обработки результатов измерений в инфракрасной (ИК) области спектра // Современная электроника – 2009. № 2. – С.70–75.

13. Заико Н.А. Дискретная модель измерения эргодических случайных процессов // Вестник УГАТУ Управление, ВТ и И. 2008. Т.10, №2 (27). С. 172–176.

14. Прикладной анализ случайных процессов. Под ред. Прохорова С.А. / СНЦ РАН. 2007. – 582 с.

15. Скворцов О.Б. Анализ вибрационных сигналов при решении задач балансировки роторов // Автоматизация. Современные технологии. – 2018. № 2. – С.60–66.

16. Гниденко Б.В. Курс теории вероятности, 8-издание, М.: Едиториал УРСС. 2005. – 448 с.

17. Проблемы машиноведения: точность, трение и износ, надежность, перспективные технологии // СПб.: Наука. 2005. – 740 с.

USE OF COMPOSITE MATERIALS BY CAI (COMPUTER-AIDED INNOVATION) FOR AEROSPACE SYSTEMS SYNTHESIS

A. Bardenhagen¹, D. Rakov^{2,*}

¹Institute of Aeronautics and Astronautics, Berlin Technical University, Berlin, Germany

²Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences
(IMASH RAN), Moscow, Russia, *rdl@mail.ru

Summary. The need of innovative solutions for new composite materials and engineering solutions in Aerospace structures has brought interest of investigators and developers for systematic innovation. The potential of Computer Aided Innovations (CAI) based on advanced morphological approach is discussed in this report. CAI is developing as a response to the higher demands of science and industry to the innovative level of new products. The advanced morphological approach is based on cluster analysis and set theory, set of rules and engineering implementations that maximise the potential product level.

Key words: advanced composite materials, system theory, Computer Aided Innovations (CAI), conceptual design, solutions space, morphological matrix

For innovative products in Aerospace creation it is necessary to synthesize from 50 up to 150 new engineering solutions (ES)[1]. In Aerospace the part of new engineering solutions are associated with new materials, especially composites. By using composites to manufacture 50% of the Boeing 787's airframe, the aerospace leader knocked 20% of the weight off the aircraft compared to conventional aluminum designs (Fig.1) [2].



Fig 1. Composites in the Boeing 787's airframe [2]

Composites offer other advantages over aluminum, too [2]:

- Composites are excellent at handling tension – In highly tension-loaded applications, such as the fuselage of airplanes, this helps decrease fatigue and maintenance. Aluminum is sensitive to tension loads.
- Composites can create one-piece designs – Fabricating a product in one piece, whether it's an airplane wing or a wind blade, reduces maintenance because there aren't any fasteners or joints.
- Composites allow for precise weight distribution – In an application such as baseball bats, this allows for either balanced loading that contributes to an effortless, fast swing or end loading, which helps power hitters gain more distance. Aluminum alloy bats have less precise weight distribution.
- Composites are strong, yet flexible – Composites ski poles, for instance, usually offer more flexibility and durability than standard aluminum ones: They can bend significantly without snapping.
- Composites absorb vibrations – Because they are non-elastic, composites dissipate the energy of vibrations, making them well-suited for applications

ranging from equipment mounts to athletic shoe insoles. Aluminum doesn't absorb vibrations as well as composites.

The trend of the composites use in latest commercial airframes is shown on fig. 2.

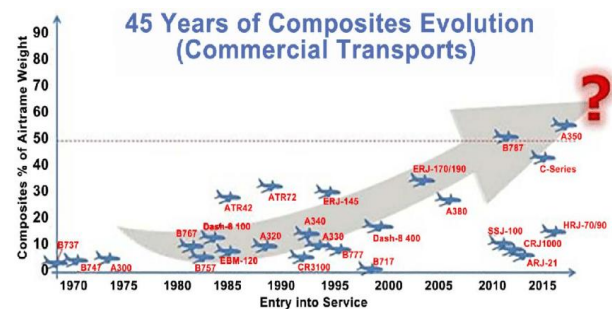


Fig 2. Composites in latest commercial airframes [3]

Conceptual design is the first and early phase of the design process, involving the generation of solutions, of engineering concepts and of design principles to satisfy the functional requirements for a given design problem. As more than only one solution of a problem exists, improved designs can be identified within the defined design space if the set of potential ES can be enlarged compared to present possibilities [4]. As shown in Fig. 3 the largest information uncertainty exists during the concept phase and then decreases towards the development phase. The accumulated project costs are minimal at the concept stage, but the impact of engineering solutions decided during this phase is maximal. Typically, the conceptual design phase absorbs only around 5% but determines around 70% of the total project cost. Therefore, the conceptual design is the basic phase of design process. Computer Aided Innovation (CAI), which can be considered as part of knowledge-based engineering [5], supports identification and evaluation of ES during conceptual design [6].

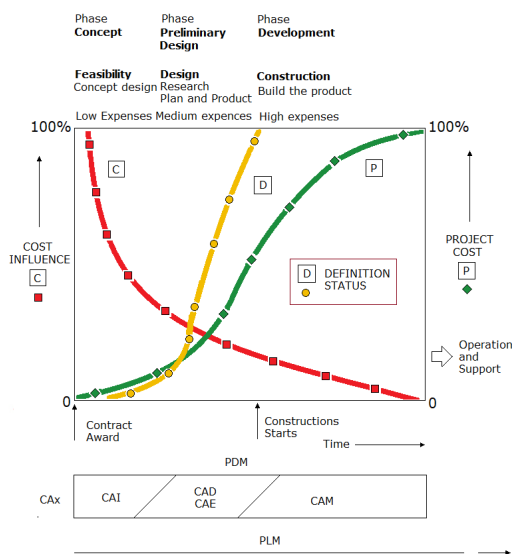


Fig. 3. Change in project cost, cost influence and uncertainty of information during project execution

The search of the rational structure of an ES is the attainment of compromise levels for a number of criteria. For structural synthesis of new engineering systems the intuitive (Brainstorming, Mind Mapping, TRIZ, synektik etc.) and discursive (morphological analysis, cause-and-effect diagram, Osborn-Checklists etc.) techniques can be used. The most common method among the discursive techniques is morphological analysis with creation morphological matrix (MM).

Morphology Analysis was developed by Fritz Zwicky - Swiss astrophysicist based at the California Institute of Technology (Caltech) [7]. Researchers applied morphological analysis to astronomical studies and the development of rocket propulsion systems. As a problem-structuring and problem-solving technique, MA was designed for multi-dimensional, non-quantifiable problems where causal modelling and simulation do not function well, or at all [8]. MA has been applied by a number of researchers in the fields of engineering science [9-11]. According to statistics compiled in 2009 by German scientists, the total number of firms using the morphology is more than 40%, while regularly use it more than 20% [12]. Morphological synthesis is regarded as a methodology to streamline the problem to be solved.

To reduce the order of magnitude of a morphological array, the advanced morphological approach (AMA) was developed [13,14].

The Unmanned Aircraft Systems (UAS) are a promising area for composites.

The composite material market for unmanned systems is experiencing an advanced rate of growth over the past few years due to the increasing need for lightweight structures in unmanned systems (fig.4). This high scale of growth of the composite industry is subsequently influencing the market, wherein a new range of programs are being carried out to develop a unique blend of composite materials for unmanned systems. The in-

creased performance of composite materials in terms of strength, lightweight and durability are some of the major reasons driving the composite materials market forward. The different types of composite materials include: carbon fiber reinforced polymer, glass fiber and aramid fiber [15].

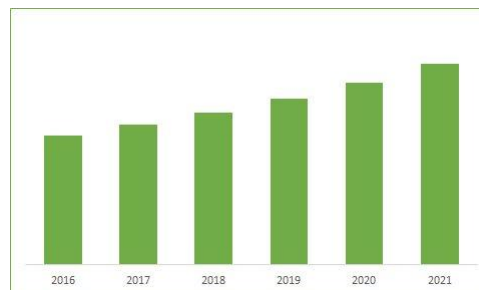


Fig. 4. Global composite materials market for unmanned systems, 2016-2021 (\$ Million) [15].

As an example, the number of missions for UAS is legion, especially in the civil field. The mission requirements, as defined by the customer, place demands on the system determining principally shape, size, performance and cost of the air vehicle itself as well as of the overall UAS operating system. For the air vehicle some of the most important parameters involved are briefly discussed below [13].

The morphological matrix and the criterion table were created. The morphological matrix contains 248,832 potential UAS variants. First, 12,000 variants were generated. 256 variants (about 2% of 12,000) were selected for analysis and grouped into 16 clusters (fig. 5). In the solution space 15 reference variants (fig. 6) [13] are included.

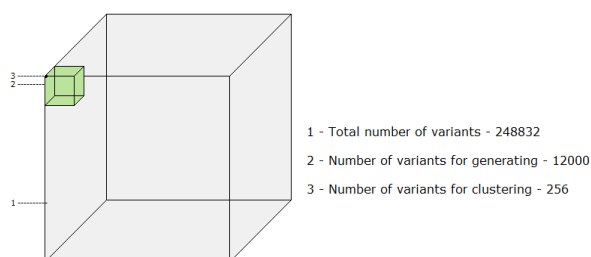


Fig. 5. Generated and choice variants

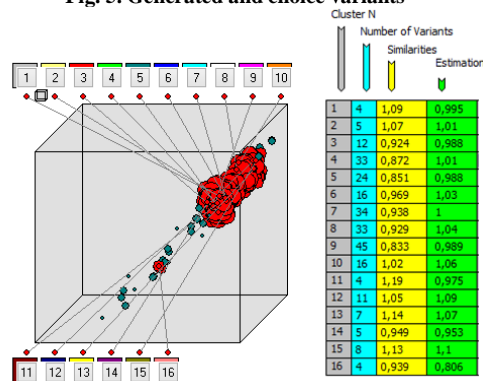


Fig. 6. Solutions space with 16 Clusters

In the cluster analysis following four areas were identified to be of interest for further investigations (fig. 7):

1. Aerodynamic configurations with energy storage on board as well as external power supply and with aerodynamic or thrust vector flight control.
2. Investigations of hybrid (lift) UAS
3. Aerodynamic configurations or helicopter configurations with power supply by cable.

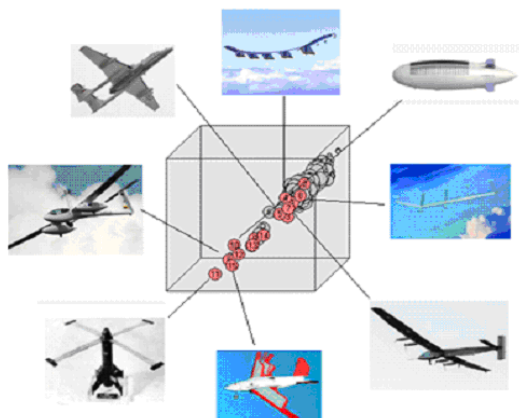


Fig. 7. Reference variants in the solutions space

Conclusion

The advanced morphological approach is based on cluster analysis and set theory, set of rules and engineering implementations that maximise the potential product level.

A major aim of method is the expansion of a number of rational variants with the use of composite materials, clustering and efficient selection for the solution space synthesis, in order to increase innovative solutions.

The validity of decision making is increased while a multitude of variants, among which the selection is carried out, can be handled. This improves the process quality to select/identify the optimum engineering systems to be developed.

This research project was funded by the Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG, German Research Foundation) – 407995419

References

1. Mishin, V., Osin, M. (1978). Introduction to Aircrafts Design), Moscow: Mashinostroenie. (in Russian)
2. Composites vs. Aluminum (2016). Information from composites

lab.

<http://compositeslab.com/composites-compared/composites-vs-aluminum/>

3. Ghobadi, Amin (2017). Common Type of Damages in Composites and Their Inspections. World Journal of Mechanics. 07. 24-33. 10.4236/wjm.2017.72003.
4. Chakrabarti and T. P. Bligh (1994) An Approach to Functional Synthesis of Solutions in Mechanical Conceptual Design. Part I: Introduction and Knowledge Representation Engineering Design Centre. UK Research in Engineering Design. Department of Engineering, University of Cambridge. P. 127-141.
5. Kendal, S.L.; Creen, M. (2007), An introduction to knowledge engineering, London: Springer, ISBN 978-1-84628-475-5, DOI 10.1007/978-1-84628-667-4, 290p.
6. Werner Dankwort, C.; Weidlich, Roland; Guenther, Birgit; Blaurock, Joerg E. (2004). "Engineers' CAx education—it's not only CAD". Computer-Aided Design. 36 (14): 1439–1450. doi:10.1016/j.cad.2004.02.011
7. Zwicky, F. (1969) Discovery, Invention, Research – Through the Morphological Approach, Toronto: The Macmillan Company.
8. Ritchey, T. (2012). "Entwurf für eine Morphologie von Modellierungsmethoden: Beitrag zu einer allgemeinen Theorie der Modellierung", Acta Morph.
9. Grote K., Antonsson E. (2011) Springer Handbook of Mechanical Engineering, 2011.
10. Fargnoli M., Troisi R., Rovida E. (2006) The morphological Matrix: Tool for the Development of innovative Design Solutions, 4th International Conference on Axiomatic design, ICAD, June 13-16, 2006, Florence, Italy
11. M.Sh. Levin (2015) Modular System Design and Evaluation, Springer.
12. Smerlinski M., Stephan M., Gundlach C. (2009) 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
13. Klimenko B., Rakov D. (2018) Analysis and Synthesis of Innovative Engineering Solutions and Technologies Based on Advanced Morphological Approach. In: Hu Z., Petoukhov S., He M. (eds) Advances in Artificial Systems for Medicine and Education. AIMEE 2017. Advances in Intelligent Systems and Computing, vol 658. Springer, Pp. 274-283. DOI: 10.1007/978-3-319-67349-3_26
13. Bardenhagen, A.; Gavrilina, L. V.; Klimenko, B. M.; Pecheykina M.A., Rakov D. L., Statnikov I. N. A Comprehensive Approach to the Structural Synthesis and Evaluation of Engineering Solutions in the Design of Transportation and Technological Systems (2017). Journal of machinery manufacture and reliability, Nr. 46. Pp. 453-462 DOI: 10.3103/S105261881705003X
14. Rakov, D., Timoshina A. (2010). Structure synthesis of prospective technical systems. IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine. - Feb. 2010. - Volume: 25 -Issue: 2. - P. 4 - 10.
15. Global Unmanned Composite Materials Market - Analysis & Forecast (2016-2021) (2016) SKU: AD016A <https://bisresearch.com/industry-report/global-uav-composite-material-technology-market-forecast.html>

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МОДЕЛЬ ДИНАМИКИ КОНИЧЕСКОГО ЭЛЕМЕНТА КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ВИБРОМЕХАНИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

Рауткин А.С., Терехин А.В., Рогов Д.А., Грачев В.А., Антонов В.В., Черемных А.В.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», г. Обнинск, Россия; info@technologiya.ru

Аннотация: В настоящей работе предложена расчетно-экспериментальная модель, позволяющая оценить поведение сложных элементов конструкции ЛА в процессе динамического нагружения как при эксплуатации, так и в реализации режимов нагружения на испытательных вибростендах. Данная математическая модель может использоваться при расчете НДС элементов конструкции.

Ключевые слова: оболочка, напряженно-деформированное состояние, вибромеханические воздействия, моделирование.

Введение

В связи с постоянно повышающимися требованиями к тактико-техническим характеристикам (ТТХ) конструкций летательных аппаратов (ЛА) происходит неизбежное ужесточение условий эксплуатации (повышение уровней эксплуатационных нагрузок, увеличение длительности эксплуатации и изменение характера внешних воздействий) элементов конструкции ЛА. Увеличение вибромеханических нагрузок на узлы и агрегаты ЛА в условиях высокоскоростного маневрирования требует разработки новых методов, повышающих надежность результатов оценки работоспособности элементов конструкций ЛА, и совершенствование существующих технических средств, увеличивающих точность воспроизведения эксплуатационных нагрузок при проведении наземных испытаний.

Объект и метод моделирования

Испытания на воздействие механических факторов проводят для проверки способности изделия противостоять разрушающему действию вибрационных и ударных нагрузок. Однако первым этапом разработки конструкции головных частей ЛА является проведение расчетов по определению напряженно-деформированного состояния (НДС) конструкций при воздействии механических нагрузок. Задача по определению НДС конструкции ЛА сводится к созданию расчетно-экспериментальной модели динамики конструкции ЛА в условиях эксплуатационных вибромеханических воздействий. В данном случае применим метод разложения по собственным формам колебания. Данный метод для характеристики нестационарного динамического отклика конструкции использует собственные частоты и формы из модального анализа. Решение задачи динамического воздействия реализовано путем вычисления корней модального уравнения движения:

$$y_i'' + 2\omega_i \varepsilon_i y_i' + \omega_i^2 y_i = f_i$$

Основные этапы постановки, моделирования и решения задачи динамического воздействия рассмотрены на примере типовой конической оболочки конструкции ЛА, жестко закрепленной в нагру-

жающем устройстве (рис. 1).

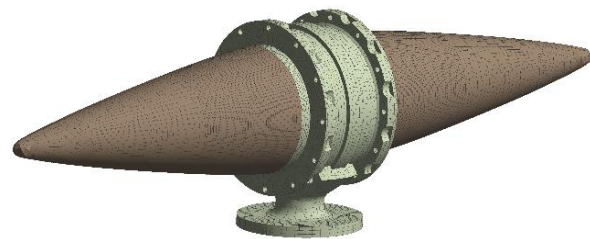


Рис. 1. Коническая оболочка конструкции ЛА

Расчет динамического отклика конструкции при воздействии синусоидальной (гармонической) вибрации

Среди множества периодических колебаний особое место занимают синусоидальные или гармонические колебания, где колеблющаяся величина представляет собой синусоидальную функцию времени.

К нижней плоскости основания переходного приспособления прикладывается гармоническое воздействие единичным виброускорением (g) в вертикальном направлении конструкции в заданном диапазоне частот 8 – 2000 Гц (рис. 2).

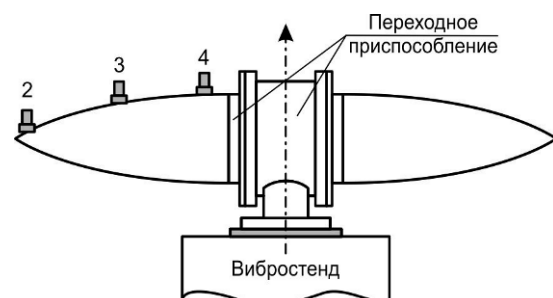


Рис. 2. Схема нагружения изделия (2, 3, 4, 5 – акселерометры виброускорения)

Результаты расчета в виде динамического отклика (амплитудно-частотной характеристики АЧХ) модели в сечениях, соответствующих расположению датчиков виброускорения приведены на рис. 3.

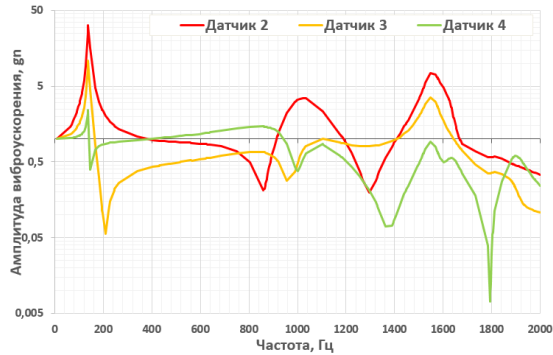


Рис. 3. Динамический отклик расчетной модели (АЧХ)

Результаты экспериментальных и расчетных АЧХ конструкции приведены на рисунке 4.

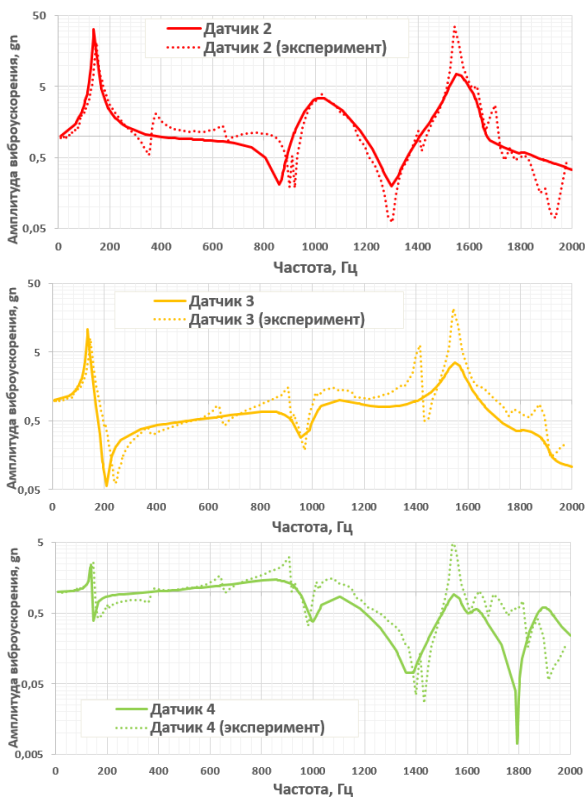


Рис. 4. Экспериментальные и расчетные АЧХ конструкции

Из рисунка 4 видно хорошее соответствие динамического отклика расчетной и экспериментальной модели конструкции оболочки ЛА по основным пикам. Незначительные отличия расчетных АЧХ от экспериментальных обусловлены аппаратными ресурсами системы моделирования. Результатами испытаний установлено, что изделие подвержено максимальному ускорению в носовой части конструкции оболочки, превышающее заданное воздействие в 30 раз на отдельных частотах.

Расчет динамического отклика конструкции при воздействии механического удара одиночного действия

В большинстве случаев в процессе соударения возникает упругопластическая деформация. Для ха-

рактеристики одиночных ударов, являющихся непериодическими функциями, пользуются интегралом Фурье

$$f(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F(\omega) e^{j\omega t} d\omega$$

который представляет функцию $f(t)$ в виде суммы (интеграла) бесконечно большого числа гармонических колебаний, близких по частоте, с бесконечно малыми амплитудами.

Так к нижней плоскости основания переходного приспособления прикладывается механический удар одиночного действия единичной амплитудой (g) длительностью ударного импульса $\tau=0.005$ с в вертикальном направлении конструкции (рис. 2).

Результаты динамического отклика экспериментальной и расчетной модели в сечениях, соответствующих расположению датчиков виброускорения, приведены на рисунке 5.

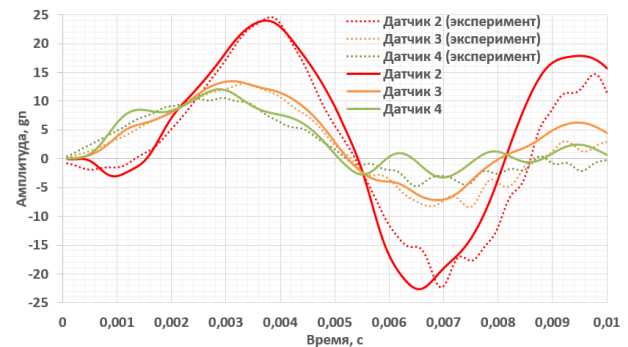


Рис. 5. Динамический отклик экспериментальной и расчетной модели конструкции

Из рисунка 5 так же видно соответствие между экспериментальными и расчетными моделями. Таким образом сделан вывод, что расчетная модель хорошо согласуется с реальным поведением конструкции при воздействии вибромеханических воздействий, и, следовательно, данную модель можно использовать при расчете НДС элементов конструкции.

На рисунке 6 приведен график зависимости максимальных растягивающих напряжений, возникающих в оболочке при воздействии механического удара одиночного действия, от времени.

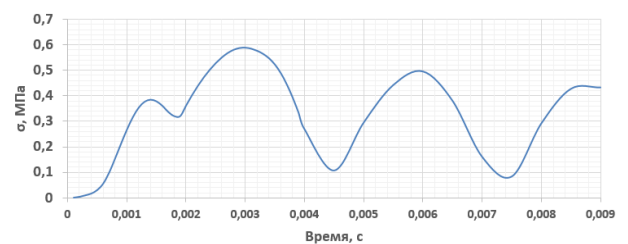


Рис. 6. Максимальные растягивающие напряжения в оболочке ЛА при заданном уровне воздействия

На рисунке 7 показано напряженное состояние оболочки в области заделки в момент возникновения максимальных растягивающих напряжений.

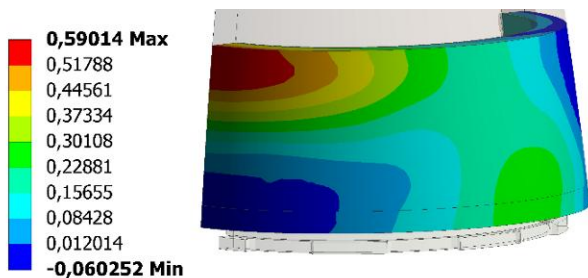


Рис. 7. Растягивающие напряжения в оболочке в области заделки при заданном уровне воздействия

Выводы

Предложена математическая модель, позволяющая оценить поведение сложных конструкций

ЛА в процессе динамического нагружения как при эксплуатации, так и в реализации режимов нагружения на испытательных вибростендах.

Данную модель можно использовать при расчете НДС элементов конструкций как летательных аппаратов, так и других линейных упругих конструкций.

Список литературы

1. Огибалов П.М. Вопросы динамики и устойчивости оболочек // Издательство Московского университета – 1963 г. 419 с.
2. Вольмир А.С. Нелинейная динамика пластинок и оболочек. М., 1972 г. 432 стр. с илл.
3. ГОСТ 28203-89 Основные методы испытаний на воздействие внешних факторов. Испытание Fc и руководство: вибрация (синусоидальная). – 1989. – С. 6
4. Александровская Л.Н., Круглов В.И., Кузнецов А.Г., Кузнецов В.А., Кутин А.А., Шолом А.М. Теоретические основы испытаний и экспериментальная отработка сложных технических систем.: Учеб. пособие. – М.: Логос, 2003. - 736 с.

МЕТОД ИМИТАЦИИ ДЕФЕКТА НЕПРОКЛЕЯ ЗАНИЖЕНИЕМ СОТОВОГО ЗАПОЛНИТЕЛЯ В МНОГОСЛОЙНЫХ СОТОВЫХ КОНСТРУКЦИЯХ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Русаков Д.Ю.^{1,*}, Чернушин В.А.^{2,**}

^{1,2}АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина», г. Обнинск, Россия;

* tигра47@gmail.com; ** ximik99911@yandex.ru.

Аннотация: рассмотрен новый метод имитации дефекта непрочлея в многослойных сотовых конструкциях из полимерных композиционных материалов. Описаны преимущества и даны рекомендации по применению нового метода имитации.

Ключевые слова: неразрушающий контроль, полимерные композиционные материалы, имитация дефектов.

Введение

Высокие требования к качеству изделий авиационно-космической техники, выполненных, в том числе, из композиционных полимерных материалов (ПКМ), приводят к необходимости работать на пределе чувствительности методов неразрушающего контроля (НК). Для того чтобы в конструкции оценить выявляемость дефекта с минимальной площадью, необходимо в настроечном образце симитировать дефект с такой площадью. Причём, по свойствам такой имитатор дефекта должен минимально отличаться от реального дефекта. Необходимо правильно подбирать способ имитации дефекта к каждому методу НК. Имитация, неподходящая к конкретному методу НК, даёт ошибочную информацию о чувствительности метода для рассматриваемой конструкции.

Описание метода

Предложен новый метод [1, 2] имитации дефекта непрочлея в многослойных конструкциях (далее - метод имитации «gib-shorting»), состоящих из сотового заполнителя (2) и обшивок (1), включающий занижение (3) граней ячеек сотового заполнителя и склеивание его с обшивками (рис. 1). Смежную грань или грани ячеек сотового заполнителя занижают на глубину в пределах толщины клеевой плёнки (до 3 мм) с созданием замкнутого контура, периметр которого образован гранями целых ячеек, склеивают сотовый заполнитель с обшивками посредством клеевой плёнки (4), предварительно удалив её по периметру, образованному гранями целых ячеек. При этом ячейки могут иметь треугольную, квадратную, шестигранную форму (рис. 2, а-в), сотовый заполнитель и обшивки могут быть выполнены из металла, стеклопластика, углепластика, а конструкция может быть многослойной.

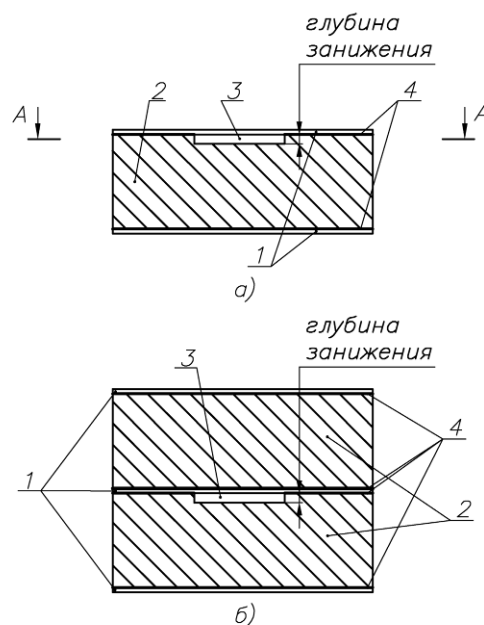


Рис. 1. Схемы трёхслойной (а) и пятислойной (б) конструкций с выполненной имитацией дефекта непрочлея методом gib-shorting.

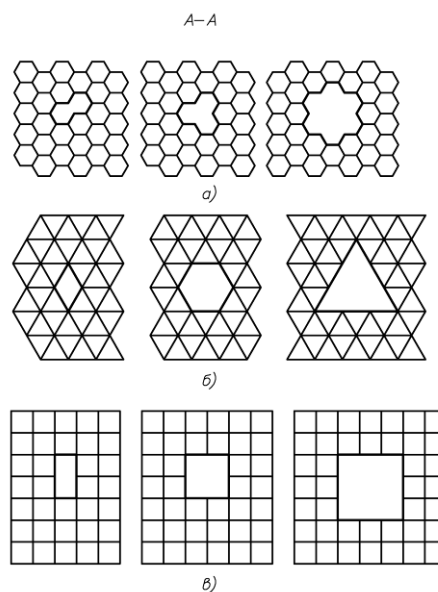


Рис. 2. Варианты исполнения имитаторов дефектов с разным количеством заниженных граней и различными формами ячеек сотового заполнителя.

Структура имитаторов дефектов, изготовленных методом *rib-shorting*, наиболее схожа со структурой реального дефекта (рис. 3).

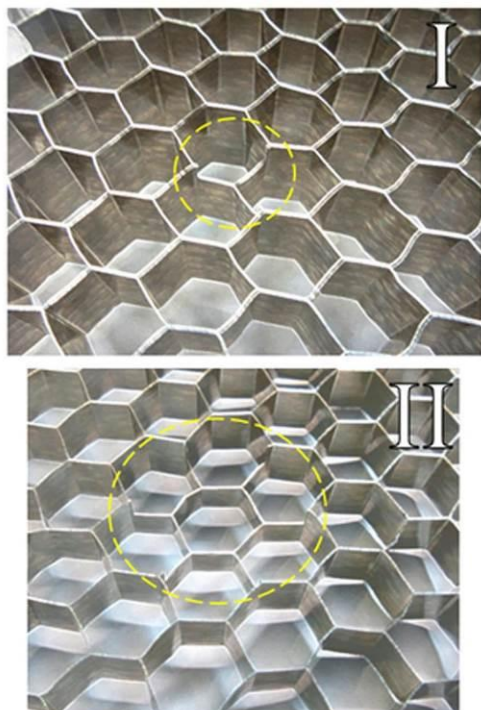


Рис. 3. Имитаторы дефектов, выполненные методом *rib-shorting*. Занижены 3 (I) и 12 (II) грани ячеек сотового заполнителя до склейки многослойной конструкции.

В отличие от широко распространённой имитации дефектов плоскдонным отверстием, грани, образующие контур имитатора дефекта, остаются неповреждёнными и обеспечивают достаточную жёсткость конструкции в бездефектной части, прилегающей к границе имитатора дефекта, что является критичным для низкочастотных акустических методов НК: импедансного и метода свободных колебаний [2, 3]. Площадь создаваемого имитатора дефекта выполняется с заданной точностью и кратна площади ячейки сотового заполнителя.

Заключение

Новый метод (*rib-shorting*) имитации дефекта непрочлея в многослойных сотовых конструкциях из ПКМ позволяет выполнить имитаторы дефектов, по свойствам, наиболее приближенным к естественным дефектам.

Использование данного метода имитации дефектов позволяет более точно настраивать дефектоскопы для НК.

Метод имитации *rib-shorting* позволяет проводить двусторонний контроль образцов. Для сложных многослойных конструкций это позволяет экономить материал и изготавливать настроенные образцы меньшего размера.

Особенно актуальным является использование нового метода имитации для конструкций с сотовым заполнителем с крупной площадью ячеек (более $0,8 \text{ см}^2$).

Рекомендуется использование метода имитации *rib-shorting* для следующих методов НК [4]: импедансный, метод свободных колебаний, ультразвуковой теньюй, тепловой метод.

Список литературы

1. Русаков Д.Ю., Чернушин В.А. Заявка на изобретение РФ №2017132631 «Способ имитации дефекта непрочлея в многослойных конструкциях», приоритет 18.09.2017.
2. Русаков Д.Ю., Чернушин В.А. Имитация дефектов методом занижения сотового заполнителя в многослойных сотовых конструкциях из полимерных композиционных материалов // Труды МАИ. 2018. №99. URL: trudymai.ru/upload/iblock/a6b/Rusakov_CNernushin_rus.pdf (дата обращения: 18.09.2018).
3. Ланге Ю.В. Акустические низкочастотные методы и средства неразрушающего контроля многослойных конструкций. - М.: Машиностроение, 1991. - 272 с.
4. Неразрушающий контроль: Справочник: В 7т. Под общей редакцией В.В. Клюева. Т3: Ультразвуковой контроль/И.Н. Ермолов, Ю.В. Ланге. - М.: Машиностроение. 2004. - 864 с.

К РАСЧЁТУ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ И ПЛОТНОСТИ ТОКА ПОНДЕРОМОТОРНЫХ ФАКТОРОВ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧНОСТИ

В. С. Савенко¹, О.А. Троицкий²

¹ МГПУ им И.П. Шамякина, Мозырь, Беларусь; savenko-vl@rambler.ru

² ИМАШ РАН им. А.А. Благодирова Москва, Россия; oatroitsky@mail.ru

Аннотация: В работе рассмотрен вклад пондеромоторных факторов в реализацию электропластической деформации. Проведён экспериментальный расчет плотности тока и напряженности собственного магнитного поля при электропластичности в образце алюминия. Показано влияние импульсного тока плотностью 10^3 А/мм^2 и длительностью 10^{-4} с, частотой 500 Гц, на реализацию электропластической деформации.

Ключевые слова: электропластичность, поле Холла, магнитное поле, пондеромоторные факторы.

При пропускании импульсного тока плотностью 10^3 А/мм^2 и длительностью 10^{-4} с через зону деформации при многоходовой прокатке электротехнического алюминия реализуется электропластическая деформация. Для технически важных материалов с целью интенсификации технологических процессов при обработке металлов давлением и получения изделий с высокими физико-механическими характеристиками целесообразно учитывать роль пондеромоторных факторов за счёт возникающих пинч- и скин-эффектов. При действии поперечного поля Холла на ионный остов кристаллической решетки металла, с периодичностью подачи импульсов тока, на фронте его нарастания, создается ультразвуковая вибрация, которая активно влияет на кинетику пластической деформации и модифицирует служебные характеристики материала

За счёт импульсов тока большой плотности, пропущенных через металл, нагруженный выше предела текучести при реализации электропластической деформации возникают деформационные напряжения за счет электронно-дислокационного взаимодействия и пондеромоторных факторов, которые обуславливают виброакустические колебания кристаллической решетки в различных направлениях [1-2].

Для определения величины собственного магнитного поля, возникающего от пондеромоторных факторов при электропластической деформации, рассчитаны значения электрического поля \vec{E} и плотности тока \vec{j} с помощью математического пакета Matlab.

Постоянное электрическое поле в проводнике существует только при наличии тока, которое поддерживается внешним источником электродвижущей силы. Из закона

Фарадея $\varepsilon = -\frac{d\Phi}{dt}$ следует, что источником электродвижущей силы служит изменяющийся магнитный поток, порождающий вихревое электрическое поле с возникновением токов Фуко, которые экранируют переменное магнитное поле так,

что оно не проникает вглубь проводника. В то же время токи Фуко не могут экранировать статическое магнитное поле, и при наличии омического сопротивления не могут существовать бесконечно, и как следствие статическое магнитное поле свободно проникает вглубь проводника, причем, чем быстрее изменяется магнитное поле, тем меньше глубина. В проводниках, у которых омические потери малы, уменьшение глубины проникновения поля становится заметным при умеренных частотах [3-5].

В таблице 1 представлены расчеты плотности тока и напряженности собственного магнитного поля от частоты следования импульсов тока 500 Гц и радиуса образца (0,4 мм) в соответствии с единичным обжатием на технологическом переходе.

Табл. 1. – Расчет плотности тока и напряженности собственного магнитного поля при частоте следования импульсов тока в 500 Гц

Радиус, R (мм)	0	0,1	0,2	0,3	0,4
Плотность тока, $J(\text{А/мм}^2)$	102 0,6 538	1018 ,763 1	1015 ,541 8	1013 ,168 3	1007 ,321 7
Напряжён- ность маг- нитного поля, $H(\text{А/мм})$	0	54,0 416	108, 1368	162, 1251	216, 2871

Графическое описание расчёта собственного магнитного поля в образце выполненное с помощью математического пакета Matlab представлено на рис. 1.

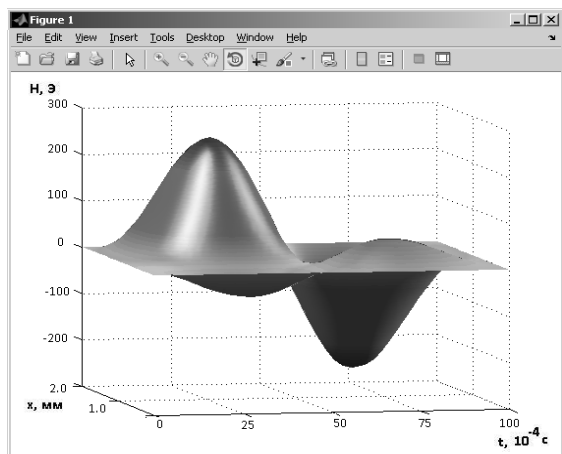


Рис. 1. - Изменение магнитного поля

Как видно из рис. 1 в образце деформационного алюминия наблюдается изменение магнитного поля, причем при перемещении от центра к поверхности образца напряженность магнитного поля увеличивается и достигает значения 225 Э, на расстоянии в 1 мм от центра поперечного сечения образца напряженность магнитного поля принимает наибольшее значение в 25 Э.

С помощью математического пакета Matlab построено распределение электрического поля и плотности электрического тока при вторичных пондеромоторных факторах в явлении электропластичности деформационного алюминия (рис. 2).

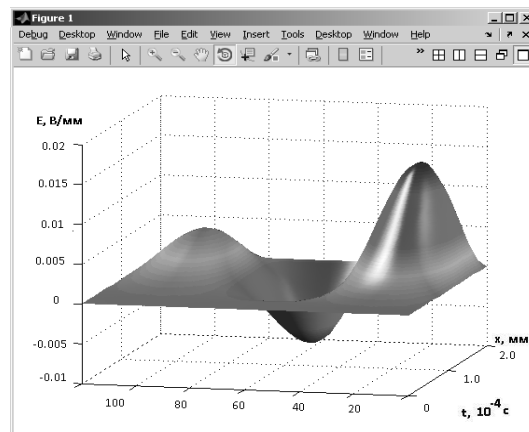


Рис. 2. – Изменение электрического поля и плотности тока

Из рис. 2 видно, что напряжённость электрического поля изменяется от оси к стенкам и достигает максимального значения 0,025 В/мм на расстоянии в 1 мм от центра поперечного сечения образца, а напряженность электрического поля принимает значение в 0,01 В/мм, и плотность тока неравномерно распределяется по сечению образца.

Список литературы

1. Савенко, В.С. Вклад пондеромоторных факторов в реализацию электропластической деформации. / В.С. Савенко, О.А. Троицкий, А.Г. Силивонец // Известия НАН РБ. Серия физико-технических наук. – 2017. – №1. – С.85–91.
2. Троицкий, О.А. Физические и технологические основы электропластической деформации металлов: монография. / О.А. Троицкий, В.С. Савенко. – Мозырь: МГПУ им. И.П. Шамякина, 2016. – 208 с.
3. Bennett, W.H. Magnetically self-focussing streams/ W.H. Bennett // Phys. Rev. – 1934. – № 45. – P.890.
4. Рошупкин, А.М. О влиянии электрического тока и магнитного поля на взаимодействие дислокаций с точечными дефектами в металлах. / А.М. Рошупкин, И.Л. Батаронов // Физика твердого тела. – 1988. – Т. 30, №11. – С. 3311.
5. Савенко, В.С. Механическое удвоение и электропластичность металлов в условиях внешних энергетических воздействий: монография. / В.С. Савенко. – 2-е изд., дополненное и переработанное. – Мн.: БГАФК, 2003. – 203 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ, ПРОИСХОДЯЩИХ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Саганов Е.Б.

ИПРИМ РАН, Москва, Россия; saganoff@yandex.ru;

Аннотация: В работе приведены результаты конечно-элементного моделирования явления мартенситной неупругости для образцов из сплава с памятью формы (СПФ). Посредством использования процедуры пользовательского материала UMAT в комплексе Simulia Abaqus была интегрирована модель нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, мартенситная неупругость, конечно-элементное моделирование.

Постановка задачи.

Большинство краевых задач механики СПФ рассматривается в одномерной по пространству постановке. Это положение обусловлено объективной сложностью определяющих соотношений моделей деформирования СПФ, связывающих внутренние переменные материала. Решением данной проблемы видится использование комплексов конечно-элементного анализа, содержащих в своем составе модели поведения СПФ. Однако известные коммерческие комплексы не имеют, соответствующих моделей поведения этих сплавов для качественно и количественно верного определения напряженно-деформированного состояния образцов из СПФ при различном термосиловом нагружении.

Среди ряда моделей поведения СПФ выделяется модель нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных деформациях [1-3]. Она позволяет достоверно описывать широкий круг явлений, характерных для этих сплавов и согласуется с экспериментальными данными. Для ее интеграции в конечно-элементный комплекс Simulia Abaqus была использована процедура создания пользовательского материала UMAT [4]. Ее суть заключается в определении касательной матрицы жесткости C_{ijkl} , связывающей приращение тензора напряжений и приращение тензора деформаций. Компоненты матрицы C_{ijkl} обновляются на каждом шаге решения. Для случая мартенситной неупругости приращение тензора напряжений имеет следующий вид:

$$d\sigma_{ij} = d\sigma_{kk}^0 + d\sigma'_{ij}$$

Здесь $d\sigma_{kk}^0 = K\varepsilon_0$ - приращение шаровой части тензора напряжений, $d\varepsilon_0 = \sum_{k=1}^3 d\varepsilon_{kk} / 3$,

$K = E / (3(1-2\nu))$ - утроенный объемный модуль.

Приращение девиатора напряжений определяется из приведенного ниже уравнения:

$$d\varepsilon'_{ij} = \frac{d\sigma'_{ij}}{2G} + \frac{3}{2} \rho_d \frac{\sigma'_{ij}}{\sigma_i} \psi_2(\sigma_i) d\sigma_i \quad (1)$$

где G - модуль сдвига, ρ_d - интенсивность кристаллографической деформации, σ_i - интенсивность напряжений, $\psi_2(\sigma_i)$ - дифференциальная плотность распределения интенсивности микронапряжений.

Обращая (1) относительно $d\sigma'_{ij}$ можно получить:

$$d\sigma'_{ij} = 2Gd\varepsilon'_{ij} - \lambda \sigma'_{ij} \sigma'_{nm} d\varepsilon'_{nm}$$

$$\text{Здесь } \lambda = 9\rho_d \frac{G^2}{\sigma_i^2} \frac{\psi_2(\sigma_i)}{(1+3G\rho_d\psi_2(\sigma_i))}$$

Результаты моделирования.

В работе рассматривается процесс изотермического монотонного одноосного растяжения образца из СПФ в низкотемпературном мартенситном фазовом состоянии. Данная задача рассматривается в двух постановках. В рамках первой пренебрегается объемными деформациями. Вторая постановка предполагает наличие объемных деформаций.

Ниже приведены результаты моделирования, представляющие зависимость осевых деформаций ε_{11} от осевых напряжений σ_{11} , рисунок 1.

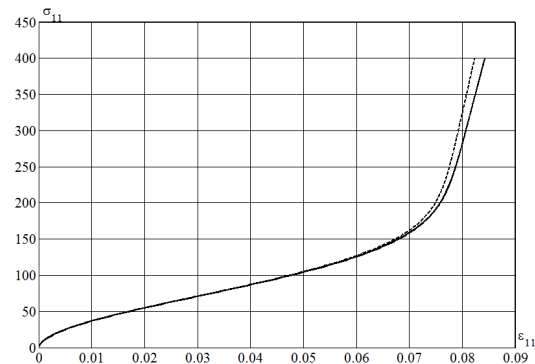


Рис. 1.

Здесь штриховая линия соответствует первой постановке решения задачи. Сплошная – второй, которая полностью совпадает с аналитическим решением данной задачи, полученным при справедливости положения об активных процессах нагружения [1].

1. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Микромеханическая модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях // Известия РАН МТТ – 2010. - №3. – С.118-130.

2. Мишустин И.В., Мовчан А.А., Аналог теории пластического течения для описания деформации мартенситной неупругости в сплавах с памятью формы // Известия РАН МТТ – 2015. - №2. – С.78-95.

3. Мовчан А.А., Мишустин И.В., Казарина С.А. Вариант микроструктурной модели деформирования сплавов с памятью формы // Деформация и разрушение материалов – 2017. - №5. – С.6-11.

4. Abaqus 6.16 user subroutines reference guide. – Pp. 647.

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧ ИЗГИБА ДЛЯ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ С УЧЕТОМ РАЗНОСОПРОТИВЛЯЕМОСТИ ЭТИХ МАТЕРИАЛОВ.¹

Сафронов П.А.

Московский Авиационный Институт (НИУ), Москва, Россия; www-midnight-express@yandex.ru;

Аннотация: В работе показаны результаты численного решения задачи о чистом цилиндрическом изгибе пластинки из сплава с памятью формы (СПФ) с учетом свойства разносопротивляемости этого материала в несвязной постановке. Рассматривается явление прямого термоупругого превращения (ПП).

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, прямое превращение, разносопротивляемость, цилиндрический изгиб.

Постановка задачи.

Разносопротивляемость – явление несовпадения кривых деформирования образцов, выполненных из одного материала, при их растяжении и сжатии. Наиболее распространенные СПФ, используемые при изготовлении активных элементов конструкции всевозможных актуаторов, обладают свойством разносопротивляемости. Данное свойство демонстрируют образцы из СПФ, работающие в режимах как мартенситной неупругости [1] и сверхупругости [2], так и претерпевающие прямое мартенситное превращение [3]. Учитывать разносопротивляемость СПФ необходимо в первую очередь при разработке и моделировании термомеханического поведения активных элементов конструкции, работающих преимущественно на изгиб, поскольку в поперечном сечении таких элементов будут возникать растягивающие и сжимающие напряжения одновременно.

В работе использована модель поведения СПФ при фазовых и структурных превращениях [4-6], позволяющая качественно и количественно верно описывать явления, характерные для данных материалов, в частности, свойство разносопротивляемости. Согласно принятой модели, первая компонента тензора полных деформаций имеет вид (1)

$$\begin{aligned} \varepsilon_{xt} &= \frac{s_{xt} - \nu s_{yt}}{e_t(q)} + \frac{1}{2} \delta_t q \frac{2s_{xt} - s_{yt}}{s_{it}} \varphi_t(s_{it}) \\ \varepsilon_{xc} &= \frac{s_{xc} - \nu s_{yc}}{e_c(q)} + \frac{1}{2} \delta_c q \frac{2s_{xc} - s_{yc}}{s_{ic}} \varphi_c(s_{ic}) \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь и в дальнейшем, нижние индексы t, c - показывают принадлежность растяжению и сжатию соответственно, $\varphi(s_i)$ - интегральная функция распределения интенсивности микронапряжений, $e(q)$ - безразмерный модуль упругости первого рода, предполагающий осреднение по Рейсу, δ - параметр материала, имеющий физический смысл максимальной возвращаемой деформации, накопленной в ходе ПП.

Цилиндрический изгиб пластинки предполагает наличие плоского деформированного состояния в отношении второй компоненты тензора полных деформаций. Данное положение позволяет записать

соотношения для определения поперечных напряжений s_y через осевые напряжения s_x в неявном виде (2)

$$\begin{aligned} s_{yt} &= s_{xt} \left(\frac{\nu + 0.5 B_{it} e_t(q)}{1 + B_{it} e_t(q)} \right), B_{it} = \delta_t q \varphi_t(s_{it}) \frac{1}{s_{it}} \\ s_{yc} &= s_{xc} \left(\frac{\nu + 0.5 B_{ic} e_c(q)}{1 + B_{ic} e_c(q)} \right), B_{ic} = \delta_c q \varphi_c(s_{ic}) \frac{1}{s_{ic}} \end{aligned} \quad (2)$$

Дополнив выражения (1,2) классическим соотношением для поиска изгибающего момента, уравнением равновесия отсеченной части пластинки в проекции на продольную ось, а также гипотезой плоских сечений, может быть записана полная система уравнений, определяющая процесс ПП в пластинке из СПФ при цилиндрическом изгибе.

Результаты моделирования.

В работе рассмотрен процесс монотонного охлаждения пластинки из СПФ через интервал температур прямого фазового перехода под действием постоянного изгибающего момента. Процесс охлаждения является достаточно медленным, таким образом градиент температур по высоте сечения пластинки отсутствует.

Ниже показаны эпюры безразмерных осевых напряжений s_1 , действующих в поперечном сечении балки в момент начала ПП – штриховые линии и на момент окончания процесса – сплошные. Кривые 1-3 получены для различных значений безразмерного изгибающего момента $\mu_0 = 0,1821; 0,4552; 0,9103$ соответственно.

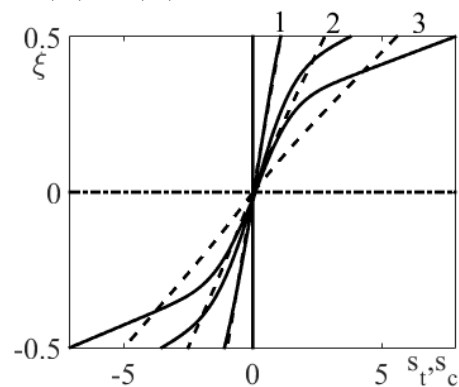


Рис.1. Эпюры осевых напряжений s_x .

На рис. 2 показана история изменения отношения поперечных и осевых нормальных напряжений s_y/s_x в ходе охлаждения пластинки.

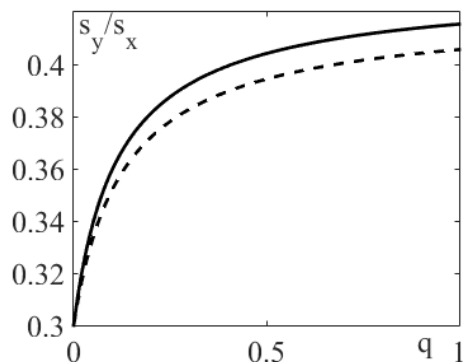


Рис.2. История изменения s_y/s_x от q .

Здесь сплошная линия соответствует растягивающим напряжениям, штриховая – сжимающим.

¹Работа выполнена при финансовом содействии РФФИ, проект № 17-01-00216.

Список литературы

1. Ломакин Е.В. Механика сред с зависящими от вида напряженного состояния свойствами // Физ. мезомеханика. – 2007 - №5 - С.41-52.
2. Yong Liu, Z. Xie, J. Van Humbeeck And L. Delaey. Asymmetry of stress-strain curves under tension and compression for NiTi shape memory alloys // Acta mater – 1998 – №12 – P.4325–4338.
3. Huseyin Sehitoglu, X. Y. Zhang, Y. I. Chumlyakov, I. Karaman, K. Gall, H. J. Maier. Observations on stress-induced transformations in NiTi alloys// IUTAM Symposium on mechanics of martensitic phase transformation in solids – 2002 – P.103–109.
4. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Микромеханическая модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях // Известия РАН МТТ – 2010. - №3. – С.118-130.
5. Мишустин И.В., Мовчан А.А., Аналог теории пластического течения для описания деформации мартенситной неупругости в сплавах с памятью формы // Известия РАН МТТ – 2015. - №2. – С.78-95.
6. Мовчан А.А., Мишустин И.В., Казарина С.А. Вариант микроструктурной модели деформирования сплавов с памятью формы // Деформация и разрушение материалов – 2017. - №5. – С.6-11.

ПРОБЛЕМА МИКРОГРАВИТАЦИОННОЙ И ИНЕРЦИАЛЬНОЙ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПРЕЦИЗИОННЫХ КОСМИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВЫСОКОМОДУЛЬНЫХ ВПКМ

Саяпин С.Н.

(ИМАШ РАН, г. Москва, Россия)

Аннотация: Рассмотрены причины возникновения проблемы микрогравитационной и инерциальной чувствительности крупногабаритных прецизионных космических конструкций из высокомодульных ВПКМ на примере космического радиотелескопа проекта «Радиоастрон» и прецизионной космической обсерватории проекта «Миллиметрон». Показаны возможные пути решения проблемы.

Ключевые слова: микрогравитационно- и инерциально-чувствительные системы, прецизионные крупногабаритные космические конструкции из высокомодульных ВПКМ, системы обезвешивания.

Применение высокомодульных волокнистых полимерных композиционных материалах в формообразующих элементах прецизионных крупногабаритных космических конструкций (КГКК) обусловлено их высокой удельной жесткостью и низким значением коэффициента температурного линейного расширения (ТКЛР), например в конструкциях из углепластика. К прецизионным КГКК, прежде всего, следует отнести раскрываемые на орбите формообразующие конструкции космических радио- и оптических телескопов. В силу своей протяженности и ограничений по размерам поперечных сечений они имеют низкие значения собственных частот, лежащих, как правило, в диапазоне (0,1-5 Гц). При этом наблюдается тенденция к ужесточению требований к геометрической точности современных и перспективных прецизионных КГКК. Так, например, в настоящее время в соответствии с Федеральной космической программой РФ учеными и специалистами российских и международных организаций ведутся работы по созданию космической обсерватории (КО) «Миллиметрон» (проект «Спектр-М») с главным параболическим зеркалом (ГПЗ) диаметром 10 м. Геометрическая точность ГПЗ при всех условиях эксплуатации должна быть не хуже 10 мкм. В результате КО «Миллиметрон» и другие прецизионные КГКК становятся микрогравитационно- и инерциально-чувствительными системами к воздействию внешних и внутренних микродинамических возмущений (ВВМВ), несмотря на их малые значения. Здесь под микрогравитационной и инерциальной чувствительностью прецизионных КГКК понимается нарушение их основных тактико-технических характеристик от ВВМВ в орбитальном полете. В качестве примера, на рис. 1 представлены критические фрагменты графика зависимости среднеквадратических отклонений (СКО) точек, расположенных на рабочей поверхности ГПЗ КО «Миллиметрон», от теоретической поверхности для гармонических воздействий амплитудой в 1Н в частотном диапазоне от 0 до 100 Гц (а, б) и выработанные на основании данной зависимости обобщенные требования по выбранным диапазонам частот (в), из которых следует, что в диапазонах частот: от 0,12 до 3 Гц; от 3 до 17 Гц; от 17 до 30 Гц и от 30 до 100 Гц, воздействия не должно превышать $9,86 \times 10^{-4}$ Н; 1,02Н, 0,344Н и 0,611Н соответственно.

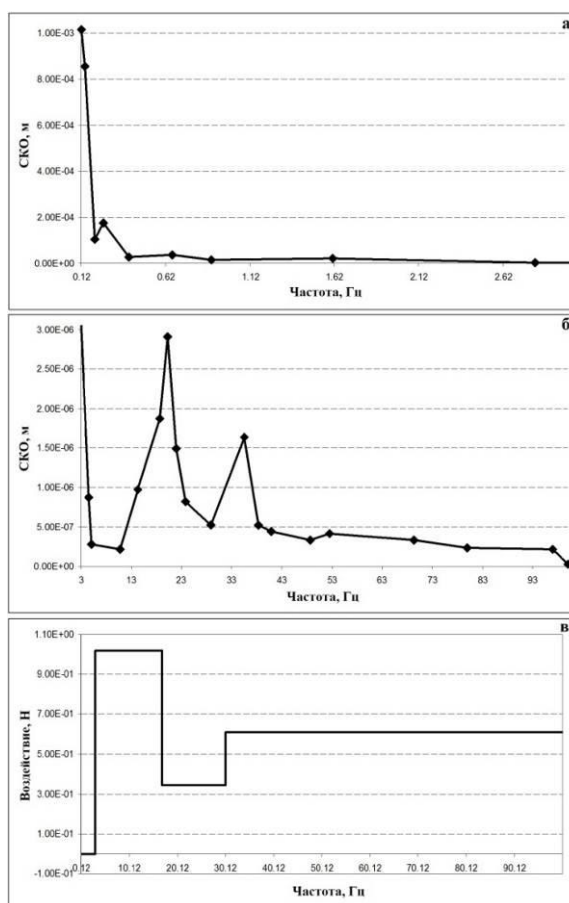


Рис. 1

Поэтому для снижения микрогравитационной и инерциальной чувствительности прецизионных КГКК необходимо снижать значения ВВМВ, с одной стороны, и разрабатывать оптимальные схемы армирования прецизионных формообразующих элементов КГКК из ВПКМ, обеспечивающие максимальный модуль упругости при минимальном значении ТКЛР - с другой [1, 2].

При этом расчетные данные по значениям модуля упругости для выбранной схемы армирования формообразующих КГКК из ВПКМ берутся из справочной литературы и в последующем уточняются после проведения соответствующих испытаний на образцах-свидетелях.

В качестве примера на рис. 2 представлен график зависимости деформации образца-свидетеля (Δl) от сжимающей нагрузки (P).

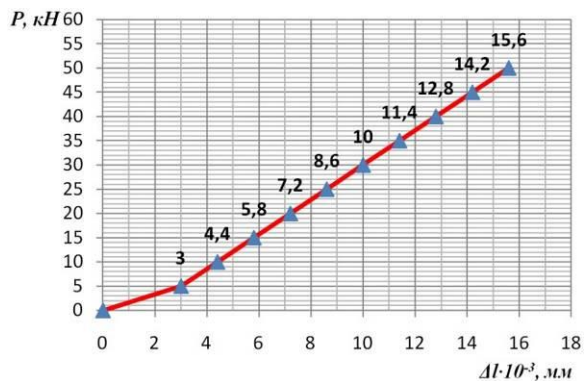


Рис. 2

Образцы-свидетели представляли собой трубчатые элементы длиной 60мм, отрезанные от каждого из шести стержней одного из вариантов опорной системы фокального контейнера (ФК) (рис. 3) [1, 3] проекта «Радиоастрон» [1, 4].

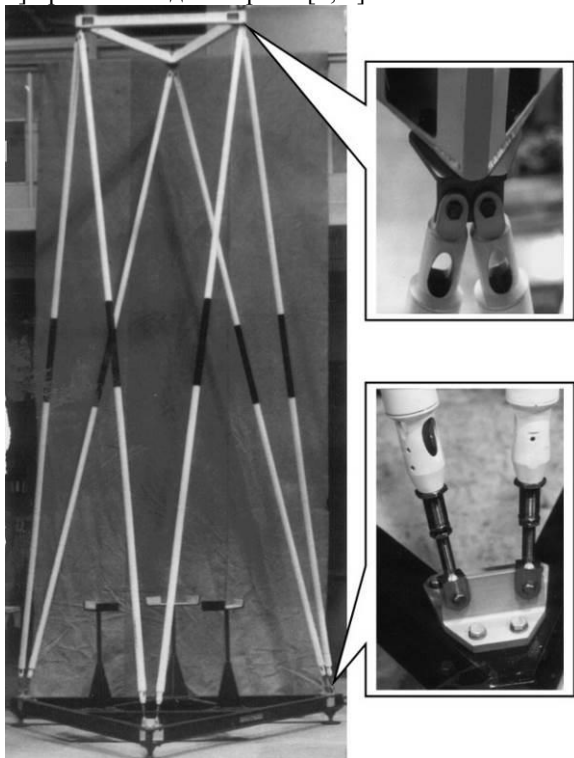


Рис. 3

Стержни опорной системы изготовлены по разработанной и внедренной в ТашКБМ технологии [1, 3, 5] цельными из углепластика КМУ-4Л (препрег: ЛУП-0,2+ЭНФБ) в виде трубчатого профиля с внутренним диаметром 32 мм и длиной 4500мм. Нижние и верхние законцовки стержней, изготовленные из титана ВТ6С, через подшипники типа ШС шарнирно связаны с вершинами треугольных стальных имитаторов основания и платформы. Длины стержней фермы опорной системы и, соответственно, пространственное положение платформы относительно основания регулировалась вращением дифференциальных винтов, которые после окончания юстировки контролились. При этом сферические шарниры обеспечивали работу стержней только на растяжение и сжатие. Длина образ-

ца-свидетеля выбрана из условия рационального соотношения точности измерения и погрешности от потери устойчивости при сжатии. Образцы-свидетели подверглись механическим испытаниям на сжатие в диапазоне от 0 до $0,5 \times 10^2$ кН. Испытания проводили на универсальной испытательной машине Instron-1126, обеспечивающей максимальное усилие 250кН, с постоянной скоростью деформирования $3,3 \times 10^{-5}$ м/с. Шаг изменения нагрузки с записью тензодатчиков составлял 5кН. Продольные деформации измеряли с помощью четырех тензодатчиков с измерительной базой 20мм, равномерно закрепленных по окружности посередине образцов-свидетелей. Изготовление велось намотки и продольной выкладки препрега согласно схеме армирования: $+80^0_1/0^0_{24}/-80^0_1$ (нижний индекс в схеме армирования обозначает количество слоев препрега). При площади поперечного сечения образцов-свидетелей $4,52 \times 10^{-4} \text{ м}^2$ средние значения модулей упругости на первом (от 0 до 5 кН) и последующих участках нагружения составили 7,375ГПа и 158ГПа соответственно. При этом модуль упругости ЭНФБ составляет 3,6 ГПа [6], а модуль упругости вдоль волокон однонаправленного углепластика КМУ-4Л на основе углеродной ленты типа ЛУ-П/0,2 и модифицированного эпоксидного связующего ЭНФБ согласно ГОСТ 28006-88 (лента углеродная конструкционная) составляет (157 ± 25) ГПа. Из этого следует, что при малых напряжениях, соответствующих нагружению образца-свидетеля на первом участке в диапазоне от 0 до 5 кН, в работу включается лишь незначительная часть продольных волокон углепластика. Это связано с тем, что заметные искривления волокон, неизбежные в процессе формирования изделий с однонаправленным расположением наполнителя, существенно снижают показатели упругих свойств композиционного материала в направлении армирования и способствуют повышению остаточных напряжений в нем [7]. В случае предварительного натяжения продольных волокон и их последующей разгрузки после полимеризации, волокна остаются частично растянутыми, а полимерное связующее оказывается сжатым [8]. С увеличением нагрузки на образец-свидетель свыше 5 кН в работу включаются остальные продольные волокна, и модуль упругости возрастает до своего расчетного значения.

При наземной отработке процесса раскрытия КГКК и контроле геометрии используют системы обезвешивания (СО) различных типов [9]. При этом, в зависимости от конфигурации КГКК и типа СО, ее погрешность может составлять (10-15)% [1, 9]. При этом напряжения в формообразующих элементах из высокомодульных ВПКМ, возникающие в результате погрешности СО значительно превышают напряжения, соответствующие первому участку зависимости на рис. 2. Таким образом, КГКК с относительно невысокими требованиями к геометрической точности формообразующих элементов не являются микрогравитационно- и инерциаль-

но-чувствительными системами, т.к. деформации от ВВМВ значительно ниже допустимых. На рис. 4 показан пример использования СО при обработке процесса раскрытия конструкции антенны из углепластика космического радиотелескопа (КРТ) «Радиоастрон» (проект «Спектр-Р») и его лепестков. КРТ был выведен и на заданную орбиту 18.07.2011 г. и успешно эксплуатируется по настоящее время. СКО рабочей поверхности зеркала антенны диаметром 10м не превышает 2мм [4] и КРТ не является микрогравитационно- и инерциально-чувствительной системой.



Рис. 4

В тоже время прецизионные КГКК, точность которых в сотни раз выше становятся микрогравитационно- и инерциально-чувствительными системами и требуют особых подходов к их созданию. Так, например, в процессе проведения их испытаний из-за погрешности СО невозможно получить объективные экспериментальные данные о деформациях формообразующих элементов, возникающих от нагрузок, имитирующих орбитальные, т.е. при расчетах следует учитывать значения модуля упругости первого малонагруженного участка зависимости на рис. 2.

Для решения указанной проблемы помимо усовершенствования технологии изготовления формообразующих элементов из высокомодульных ВПКМ, необходимо организационно и конструктивно снижать величины ВВМВ, эффективно применять активные, полуактивные и пассивные системы виброзащиты, а также интеллектуальные конструкции с регулируемой геометрией в режиме реального времени [1].

Список литературы

1. Саяпин С.Н. Анализ и синтез раскрываемых на орбите прецизионных крупногабаритных механизмов и конструкций

космических радиотелескопов лепесткового типа: Дис. ... д-ра тех. наук. М.: ИМАШ РАН, 2003. 446 с.

2. Саяпин С.Н., Артеменко Ю.Н., Мышонкова Н.В. Проблемы прецизионности криогенного космического телескопа обсерватории «МИЛЛИМЕТРОН» // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки. 2014. № 2 (53). С. 50-76.

3. Саяпин С.Н., Шкапов П.М., Кокушкин В.В. Применение эффекта Баушингера при длительном хранении полимерных композиционных конструкций в напряженном состоянии // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2017. № 2. С. 63-72.

4. Кардашев Н.С., Хартов В.В., Абрамов В.В. и др. «Радиоастрон» - телескоп размером 300000 км. Основные параметры и первые результаты наблюдений // Астрономический журнал, 2011. Том 90. № 3, с. 179-222.

5. Саяпин С.Н., Евтов В.Д., Битушан Е.И. и др. Способ изготовления полых изделий из композиционных материалов. Авторское свидетельство СССР на изобретение № 1666336. Опубл. 30.07.1991, Бюл. № 28.

6. Гунаев Г.М., Сорина Т.Г., Хорошилова И.П., Румянцев А.Ф. Конструкционные эпоксидные углепластики // Авиационная промышленность, № 12, 1984, с. 1-16.

7. Михайлин Ю.А. Волокнистые полимерные композиционные материалы в технике. - СПб.: Научные основы и технологии, 2013. - 720 с., ил.

8. Языева С.Б., Андреев В.И., Блягоз А.М. Эффект «ямы» коэффициента линейного температурного расширения армированных стеклопластиков // Новые технологии, 2012, № 3, с. 153-156.

9. Гайдукова А.О., Белянин Н.А. Обзор систем обезвешивания // Решетневские чтения. 2016. Т. 1, № 20. С. 93-95.

НЕУПРУГОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ. АКУСТИКО-ЭМИССИОННОЕ ОТОБРАЖЕНИЕ.

Северов П.Б.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; alpinprom@yandex.ru

Аннотация: рассматриваются вопросы накопления повреждений и разрушения образцов из многослойных углепластиков при квазистатическом и повторно статическом растяжении с использованием акустико-эмиссионного метода регистрации и отображения эволюции неупругого деформирования и разрушения материала.

Ключевые слова: слоистые углепластики, неупругое деформирование, разрушение, акустическая эмиссия, степень целостности.

Математическому моделированию неупругого деформирования и разрушения композиционных материалов предшествуют экспериментальное исследование их механических свойств, а также изучение внутренних физических процессов, определяющих нелинейное поведения материала на макроуровне. Генерируемые в областях деструкции материала волны напряжений регистрируются при помощи акустико-эмиссионной аппаратуры. Постобработка накопленной информации позволяет представить (визуализировать) процесс разрушения материала при его деформировании. Появляется возможность оценки степени целостности композиционных материалов по акустико-эмиссионному отображению эволюции их неупругого деформирования и разрушения.

Сопоставление рассеянной механической энергии на единицу объема углепластика (кривая 1) с накоплением энергии АЭ импульсов во времени (кривая 2) при растяжении корсетного образца, вырезанного из однонаправленного многослойного углепластика под углом 0° к направлению укладки волокон, представлено в нормированном виде на рис. 1. Синхронность в качественном поведении

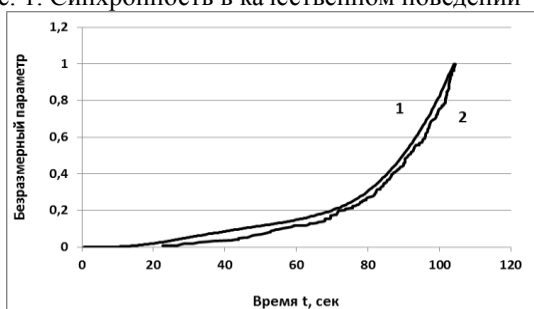


Рис. 1. Рассеянная механическая энергия на единицу объема углепластика (1) и накопление энергии АЭ импульсов во времени на мезоуровне (2)

двух кривых свидетельствует о том, что механическое состояние материала образца, определяемое классическим способом по диаграмме деформирования, можно оценить методом акустической эмиссии с регистрацией и отображением процесса его неупругого деформирования и разрушения [1]. Для наглядности на рис. 2 и 3 показаны развитие разрушения этого же образца по его длине во времени и распределение энергий отдельных АЭ импульсов по длине образца. Рис. 2 дает возможность

проследить

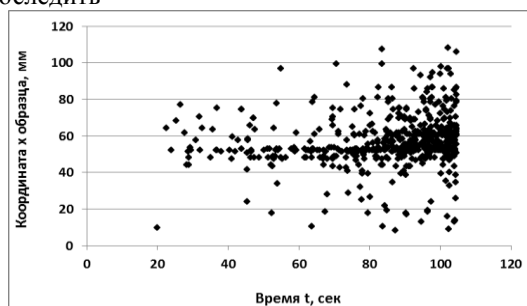


Рис. 2. Развитие разрушения образца по его длине во времени три этапа деформирования и разрушения материала образца: квазиравномерное накопление рассеянных повреждений во времени и в объеме материала, локализацию неупругих деформаций и повреждений в пространстве, локализацию повреждений во времени - катастрофическое разрушение. Локализация повреждений в пространстве приводит к локализации разрушения во времени, материал сам организует свое критическое состояние в поле приложенных нагрузок [2, 3]. Макроразрушение на завершающей стадии можно представить в качестве конкурентной борьбы между двумя максимально поврежденными локальными зонами за право образования магистральной поперечной трещины (рис. 3).



Рис. 3. Распределение энергий ($E \leq 10^{-16}$ Дж) отдельных АЭ импульсов по длине образца. Две зоны деструкции.

Здесь уместно сказать несколько слов о механизме релаксации напряжений [4]. Под релаксацией напряжений понимается локализованный в некотором объеме материала процесс уменьшения напряжений вследствие высвобождения потенциальной энергии взаимных связей (вследствие разрушения). Механизм релаксации напряжений удалось визуализировать (рис. 4). Горизонтальные «черточки»

сцепленных между собой АЭ импульсов имеют начало

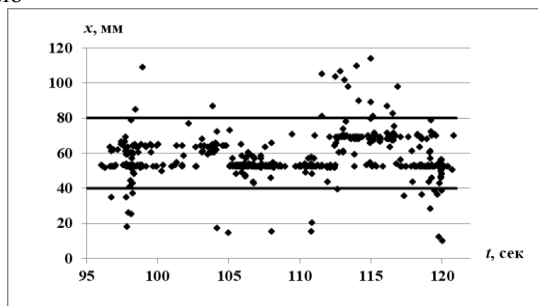


Рис.4. Дискретная последовательность релаксации напряжений в двух зонах деструкции внутри корсетной (=) части образца

и конец во времени. Они начинаются при высоком локальном уровне напряжений, заканчиваются при низком. Напряжение уменьшилось (релаксировало), разрушение прекратилось. Необходимым условием продолжения разрушения именно в этом объеме материала является последующее повышение напряжений в нем. Такое повышение может произойти только после завершения локального разрушения в другой зоне деструкции. Этим и объясняется наличие двух максимально поврежденных локальных зон деструкции на рис. 3. Сверхбыстрая катастрофическая стадия эволюции образца (лавинообразное разрушение) имеет своим началом потерю способности материала к торможению разрушения вследствие релаксации (уменьшения) напряжений в одной из двух развитых зон деструкции. Дело случая, какая из них превратится в магистральную трещину.

При растяжении образца (направление вырезки 0°) из однонаправленного слоистого углепластика с двумя боковыми симметричными надрезами в корсете получили следующую картину процесса его разрушения по длине во времени (рис. 5). Отчетливо

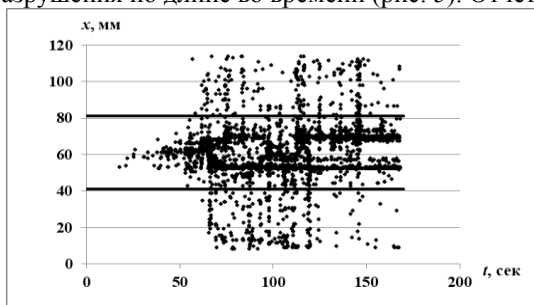


Рис.5. Развитие процесса разрушения образца по его длине во времени ($E \geq 6 \cdot 10^{-18}$ Дж, = корсет)

видно формирование от вершины первого надреза ($x \approx 62$ мм) и дальнейшее развитие двух основных горизонтальных зон деструкции с координатами $x \approx 53$ мм и $x \approx 70$ мм, расположенных внутри корсетной части образца. Аналогичные события происходят и во втором надрезе (менее отчетливо). Вертикальные струи импульсов внутри и вне корсета - расщепление вдоль волокон от τ_{xy} . Таких вертикальных зон деструкции четыре (по две «вверх – вниз» от каждого надреза). Из общего массива АЭ импульсов выбраны 189 импульсов с максимальной энергией и

максимальной длительностью (рис. 6). Как и ожидалось, в основном они расположены в указанных

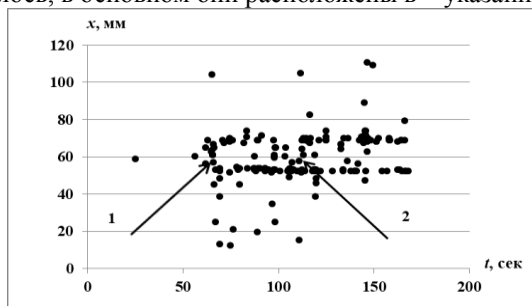


Рис.6. 189 максимальных по энергии и длительности импульсов

выше горизонтальных зонах деструкции, где происходит разрушение углеродных волокон от σ_x . Более детальный анализ позволяет исследовать явление, называемое началом расщепления или страгиванием пары вертикальных зон деструкции (двух вертикальных «трещин») в противоположных направлениях от вершины надреза. Моменты страгивания (их несколько, следуют друг за другом, это процесс во времени) определяются по синхронности выделения суммарной энергии АЭ импульсов над и под надрезанным поперечным сечением (рис 7).

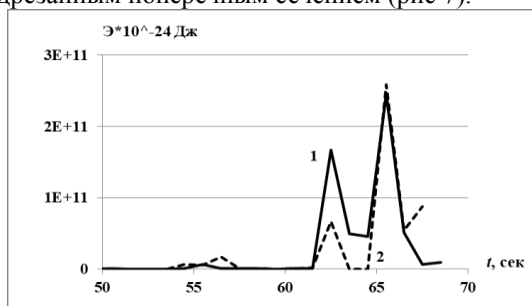


Рис.7. Страгивание двух вертикальных «трещин» в вершине первого надреза (1 выше 2 ниже поперечного сечения с надрезом)

Оценка механического состояния образцов из многослойного углепластика с учетом полученных повреждений $\omega_{АЭ}$, рассчитанных по кривым накопления энергии АЭ импульсов, может заключаться в определении степени целостности материала (рис. 8) в зависимости от истории нагружения и концентрации напряжений (рис. 9). Максимальное значение степени целостности, равное единице, соответствует состоянию образца до начала нагружения, а ее минимальное значение, равное нулю, указывает

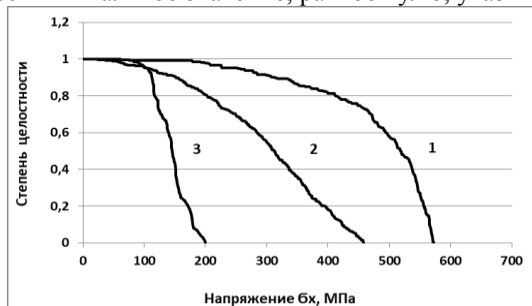


Рис. 8. Степень целостности корсетных образцов без концентраторов напряжений (1, 2) и с двумя боковыми надрезами (3)

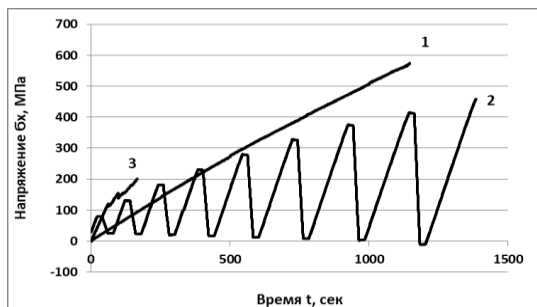


Рис. 9. Диаграммы нагружения корсетных образцов без концентраторов напряжений (1, 2) и с двумя боковыми надрезами (3)

на полное исчерпание несущей способности [5]. Кривые целостности строятся в зависимости от одного из параметров нагружения, определяемого в качестве наиболее важного. В данном случае таким параметром выступает номинальное напряжение σ_n , но подход принципиально не изменяется при выборе параметром нагружения времени или количества

ЦИКЛОВ.

1. Северов П.Б. Оценка механического состояния слоистых углепластиков по акустико-эмиссионному отображению процессов неупругого деформирования и разрушения // Проблемы машиностроения и автоматизации – 2016. - № 4. - С. 85-92.
2. Макаров П.В., Еремин М.О. Модель разрушения хрупких и квазихрупких материалов и геосред // Физическая мезомеханика - 2013. - Т. 16. - № 1. - С. 5-26.
3. Северов П.Б., Матвиенко Ю.Г., Иванов В.И., Панков А.В. Неупругое деформирование и разрушение слоистых углепластиков при механическом нагружении как эволюционный процесс накопления повреждений // XI Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики - Казань. - 2015. - С. 3385-3388.
4. Северов П.Б. Акустико-эмиссионное отображение неупругого деформирования и разрушения слоистых углепластиков // Сборник трудов II Всероссийской научно-технической конференции «Механика и математическое моделирование в технике» – Москва, МГТУ им. Н.Э. Баумана. - 2017. — С. 341-348.
5. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела – Москва. - Наука. Главная редакция физико-математической литературы. - 1979. - 744 с.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СОТОВОГО ЗАПОЛНИТЕЛЯ В АВИАЦИОННЫХ ИЗДЕЛИЯХ ПРИ УКЛАДКЕ НА КРИВОЛИНЕЙНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Серебряков А.В., Степанов Н.В.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», г. Обнинск, Россия

Аннотация: В работе представлены результаты исследования по оценке влияния степени искривления сотовой структуры на возникновение дефектов в заполнителе. Предлагается метод формообразования сотового заполнителя.

Ключевые слова: сотовые конструкции, сотовый заполнитель, формообразование, дефекты, кривизна поверхности.

Трёхслойные сотовые конструкции с обшивками из полимерных композиционных материалов (ПКМ) и сотовым заполнителем из алюминиевой фольги получили широкое распространение в изделиях аэрокосмической промышленности. Все чаще трехслойные или сэндвич-панели используются в деталях формирующих аэродинамические поверхности летательных аппаратов [1]. Подобные изделия зачастую имеют зоны с повышенной кривизной и требуют к себе повышенного внимания при установке сотового заполнителя, обладающего анизотропностью свойств и склонностью к искажению структуры при искривлении, не исключающей разрывов фольги [2].

В работе представлены экспериментальные исследования влияния степени искривления сотовой структуры на возникновение дефектов в заполнителе. Показаны параметры сотовых заполнителей, оказывающих влияние на возникновение разрывов ячеек, а также представлен метод, позволяющий уменьшить зависимость возникновения дефектов от кривизны в зоне установке заполнителя.

Исследования проводились на образцах сотовой структуры с шестигранной ячейкой рисунок 1.

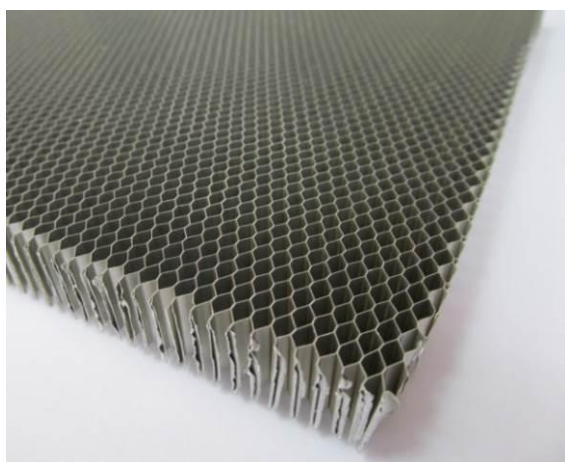


Рис. 1. Сотовая структура

В ходе исследований образцы сотового заполнителя подвергались формообразованию на цилиндрических поверхностях различного диаметра, проводилось изучение дефектов, возникающих в ходе придания образцам криволинейной формы (рисунок 2).



Рис. 2. Формообразование сотовой структуры

В зависимости от высоты сотового заполнителя и кривизны формообразующей поверхности в сотовой структуре появлялись дефекты формы ячеек, разрушение клеевого соединения и разрывы фольги.

В работе предлагается метод формообразования сотового заполнителя, направленный на снижение количества дефектов в сотовой структуре. Отмечено, что указанные выше дефекты при использовании нового метода появляются в зонах с большей кривизной, чем при стандартных способах формообразования.

На рисунке 3 представлена сравнительная зависимость возникновения дефектов при использовании предлагаемого метода и стандартного.

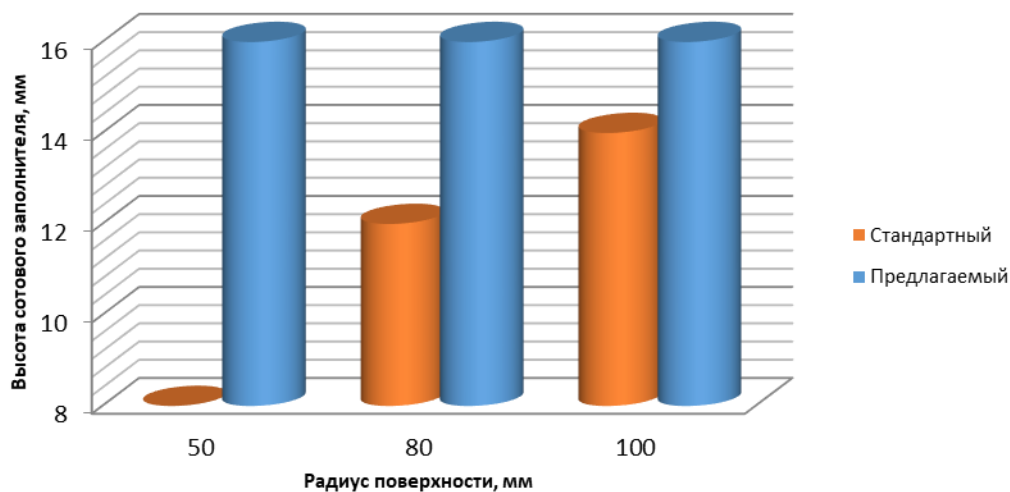


Рис. 3. Зависимость возникновения локальных разрушений сотовой в структуре от высоты и радиуса кривизны при формообразовании

Литература

1. Е.А. Вешкин, В.И. Постнов, П.А. Абрамов Пути повышения качества деталей из ПКМ при вакуумном формовании. – Самара.: «Известия Самарского научного центра Российской академии наук», 2012, т.14, №4(3).
2. А.В. Гайдачук, М.В. Сливинский Технологические дефекты сотовых конструкций из полимерных композиционных материалов. «Авиационно-космическая техника и технология», 2005, №4 (20), с. 5-8.

ПЛЕНОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ АЦЕТАТНОГО КРАХМАЛА И МОНТМОРИЛЛОНИТА КАК СИСТЕМЫ ДЛЯ ПРОЛОНГИРОВАННОГО ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ОКСИТЕТРАЦИКЛИНА

Скобелева О.А.¹, Кочкина Н.Е.^{1,2}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия,

²Институт химии растворов им. Г.А. Крестова РАН, Иваново, Россия

Аннотация: Исследована кинетика высвобождения лекарственного препарата окситетрациклина из пленочных образцов на основе ацетатного крахмала и Na-монтмориллонита. Показана возможность использования таких систем в качестве функциональных материалов с контролируемым высвобождением биологически активных соединений. Исследуемые системы могут быть использованы в качестве раневых покрытий (повязок).

Ключевые слова: ацетатный крахмал, Na-монтмориллонит, раневые покрытия, окситетрациклин, релиз

В комплексном подходе к лечению ран, язв, опухолей, костных патологий и других повреждений, а также в хирургической практике одно из основных мест занимает использование раневых покрытий. В классическом варианте – это аппликации на текстильной основе (марля, трикотажное и нетканое полотно). Главным их достоинством является доступность и дешевизна, при этом, использование подобных традиционных медицинских материалов становится причиной длительного процесса заживления раны, который протекает менее эффективно по сравнению с использованием современных раневых покрытий [1-3].

В настоящее время одним из перспективных направлений в области химии, медицины и фармакологии является создание новых биополимерных аппликационных материалов для направленной доставки лекарственных препаратов к поврежденным тканям и пролонгированного высвобождения биологически активных соединений. Одним из методов продления действия лекарственных средств является использование пленочных материалов, получаемых на основе различных биосовместимых полимеров (синтетических и природного происхождения) [4-6]. Основными преимуществами биополимеров перед синтетическими полимерами при получении функциональных медицинских материалов являются их биосовместимость с тканями человека и экологичность. Кроме того, наряду с лекарственными препаратами, входящими в состав подобных раневых покрытий, многие биополимеры сами могут обладать полезными функциональными свойствами, например антибактериальной активностью. Наибольшее количество исследований посвящено созданию медицинских аппликационных материалов для лечения открытых ран и ожогов на основе хитозана, альгината натрия, крахмала и гиалуроновой кислоты [7-10].

В настоящей работе предприняты попытки создания модельных раневых покрытий на основе композиции ацетатного крахмала (АК) и монтмориллонита (ММТ) с добавкой лекарственного препарата – антибиотика окситетрациклина (ОТЦ).

Методика формирования пленочных образцов заключается в получении АК-ММТ основы с различным массовым соотношением компонентов с последующим

введением в нее суспензии ОТЦ с концентрацией 0,09 г/л. Формирование пленок проводили методом полива с последующим высушиванием при комнатной температуре. Для полученных образцов определены гидрофильные свойства (степень набухания) и эффективность высвобождения лекарственного препарата в водную среду.

Одним из основных параметров, определяющих скорость высвобождения лекарственного препарата из полимерной матрицы, является набухаемость. Определение степени набухания полученных полимерных пленок проводили в жидкой среде весовым методом при комнатной температуре. Полученные данные приведены в таблице.

Таблица. Степень набухания АК-ММТ лекарственных пленок

Образец	Степень набухания, %
АК (5 %):ММТ (0)	107
АК (5 %):ММТ (0.15 %)	129
АК (5 %):ММТ (0.25 %)	134
АК (5 %):ММТ (0.5 %)	160

Установлено, что введение ММТ в крахмальные пленки приводит к увеличению степени набухания образцов. Это обусловлено тем, что ММТ обладает более высокой влагопоглощающей способностью по сравнению с ацетатным крахмалом. При разработке лекарственных форм в виде пленки гидрофильность образцов будет оказывать определяющее влияние на эффективность выделения лекарственного препарата.

Изучение кинетики высвобождения ОТЦ проводили в термостатируемых условиях при 37°C. Процесс выделения ОТЦ из модельных пленок изучали методом УФ-спектроскопии по изменению оптической плотности раствора при длине волны 365 нм. На рисунке представлена экспериментальная зависимость кинетики выделения окситетрациклина из модельных пленок АК-ОТЦ, АК-ММТ-ОТЦ в водную среду.

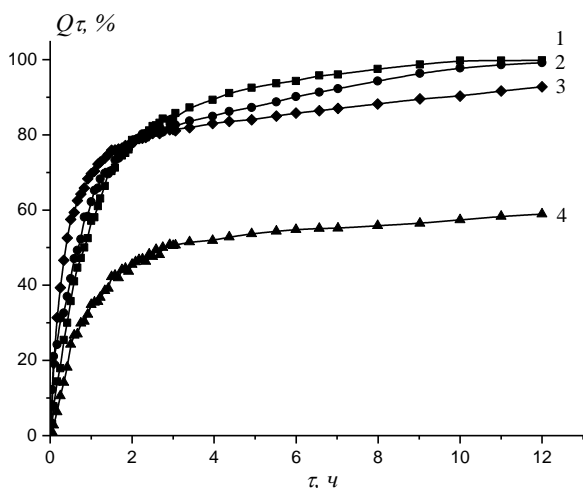


Рис. 1. Кинетика выделения окситетрациклина из модельных пленок АК-ММТ-ОТЦ с варьированием содержания ММТ в смеси: 1 – 0%, 2 – 0.15%, 3 – 0.25%, 4 – 0.5 %.

Показано, что с увеличением концентрации ММТ в составе композиции наблюдается замедление процесса выделения ОТЦ из полимерной пленки. Это обусловлено тем, что присутствующий в составе композиции ММТ выступает в качестве капсулирующей матрицы для ОТЦ, сдерживая выход препарата во внешнюю среду. Оптимальным содержанием глины в составе лекарственной композиции является 0.25%, при которой обеспечивается эффективное высвобождение лекарственного препарата в течение длительного времени. На практике это обеспечит поддержание определенного уровня активного компонента за счет его постепенного высвобождения и пролонгирования терапевтического действия.

Определены основные кинетические параметры и закономерности выхода ОТЦ из экспериментальных пленочных образцов в соответствии с моделями нулевого, первого порядка и моделью Хигучи. Установлено, что кинетика высвобождения лекарственного препарата наиболее корректно описывается моделью Хигучи.

Таким образом, впервые показана перспективность использования композиции АК-ММТ в качестве основы функциональных материалов медицинского назначения для направленной доставки лекарственного препарата к очагу поражения с пролонгированным терапевтическим действием.

Список литературы

1. Жуковский В.А. Научное обоснование и разработка технологии волокнистых хирургических материалов со специальными свойствами: дис. ... д-ра техн. наук: – СПб., 2013. – 288 с.
2. Олтаржевская Н.Д. Теоретические основы и технология получения текстильных медицинских материалов с заданными свойствами: дис. ... д-ра техн. наук: – СПб, 1994. - 366 с.
3. Юданова Т.Н., Решетов И.В. Современные раневые покрытия: получение и свойства (обзор) // Химико-фармацевтический журнал. 2006. Т. 40. № 2. С. 24-31.
4. P.V. Malafaya, G.A. Silva, R.L. Reis Natural-origin polymers as carriers and scaffolds for biomolecules and cell delivery in tissue engineering applications // Advanced drug delivery reviews. 2007. V. 59. P. 207-233.

5. S. Chattopadhyay, R. T. Raines. Collagen-Based Biomaterials for Wound Healing // Biopolymers. 2014. Vol. 101. № 8. P. 821–833.
6. E.A. Kamoun, E.S. Kenawy, X. Chen A review on polymeric hydrogel membranest for wound dressing applications: PVA-based hydrogel dressings // Journal of advanced research. 2017. Vol. 8. P. 217–233.
7. Viji Chandran S., Trikkurmadom Seetharaman Amritha, Rajalekshmi G. and Pandimadevi M Potential wound healing materials from the natural polymers - A review // International journal of pharma and bio sciences. 2015. Vol. 6. №.3 (B). P. 1365 – 1389.
8. George Dan Mogosanu, Alexandru Mihai Grumezescu Natural and synthetic polymers for wounds and burns dressing International // Journal of pharmaceutics. 2014. Vol. 463. P. 127– 136.
9. Nurettin Sahinera,b, Selin Sagbasa, Mehtap Sahinerc, Coskun Siland, Nahit Aktase and Mustafa Turk Agar/Chitosan IPN thin hydrogel films with antimicrobial and antioxidant properties for potential dressing applications current // Applied polymer science. 2017. № 1. P. 52-62
10. Mansor Bin Ahmad, Kamyar Shamel, Wan Md Zin Wan Yunus, Nor Azowa Ibrahim and Majid Darroudi Synthesis and characterization of silver/clay/starch bionanocomposites by green method // Australian journal of basic and applied sciences. 2010. Vol. 4. № 7. P. 2158-2165.

СПЕКТРОСКОПИЯ КОМБИНАЦИОННОГО РАССЕЯНИЯ СВЕТА КОМПОЗИЦИОННОГО ПОРОШКА $AlMg_2+TiC/MUNT$ ДЛЯ ГАЗОДИНАМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ

Собольков А.В. *, Хорьков К.С., Аборкин А.В.

¹Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых, Владимир, Россия; * alex.sobolkoff@yandex.ru;

Аннотация: Методом механического синтеза в высокоэнергетической шаровой мельнице получен композиционный порошок на основе сплава $AlMg_2$, содержащий гибридные углеродные наноструктуры. С помощью спектроскопии комбинационного рассеяния света изучены исходный наполнитель и композиционный порошок. Данный композиционный порошок будет использован для создания покрытий методом холодного газодинамического напыления.

Ключевые слова: композиционный порошок, спектроскопия комбинационного рассеяния света.

Введение. С развитием науки и техники требования, предъявляемые к современным конструкционным материалам, используемым в машиностроении, все более ужесточаются. При этом особую актуальность приобретает задача создания новых покрытий с улучшенными функциональными свойствами и разработка технологий нанесения их на рабочие поверхности элементов конструкций и деталей машин для обеспечения заданных эксплуатационных характеристик, состоящих в повышении механических и триботехнических свойств, а также сопротивления воздействию агрессивных внешних сред.

Покрытия на основе алюминия, учитывая их высокую коррозионную стойкость, востребованы в машиностроении при создании заданных функциональных свойств рабочих поверхностей элементов конструкций и деталей машин. Основными недостатками покрытий на основе алюминия и его сплавов, сдерживающими их более широкое применение, являются низкие износостойкость и механические свойства. Преодоление названных недостатков возможно за счет создания композиционных покрытий. Однако, в настоящее время, возможности повышения свойств за счет введения упрочняющих добавок одного типа ограничены или даже исчерпаны. Поэтому большее внимание исследователей привлекают гетерогенные покрытия (с двумя или более типами упрочняющих добавок) на основе нанокристаллической алюминиевой матрицы, упрочненных нано- и микроразмерными частицами [1-3].

Одним из перспективных методов, который может быть эффективно использован для нанесения гетерогенных покрытий на основе алюминиевой матрицы, является метод газодинамического напыления. Главным преимуществом и принципиальным отличием данного процесса от других методов напыления (плазменного напыления, высокоскоростного газопламенного напыления и др.), является то, что в процессе газодинамического напыления происходит высокоскоростное деформирование частиц порошка, находящихся в твердой фазе. Это обеспечивает возможность сохранения исходного фазового состава.

Для практического применения наибольший

интерес представляет использование в качестве базовых систем сплавов алюминия, например системы $Al-Mg$. Сплавы системы $Al-Mg$ нашли широкое применение во многих технических приложениях, особенно для морских сред.

Материалы и методы. В качестве матричного материала были использованы гранулы алюминиевого сплава $AlMg_2$, полученные распылением расплава. В качестве упрочняющих частиц использованы гибридные углеродные наноструктуры $TiC/MUNT$. Весовая доля $TiC/MUNT$ составила 1 вес.%. Механический синтез исходных материалов был проведен в планетарной шаровой мельнице FRITSCHE PULVERISETTE 6 с применением поверхностно активных веществ [4].

Изучение морфологии частиц композиционного порошка проводили с помощью сканирующего электронного микроскопа Quanta 200-3D.

КР-спектры регистрировали в широком спектральном диапазоне $200-3000\text{ см}^{-1}$ с помощью зондовой нанолaborатории NTEGRA Spectra. Возбуждающей служила линия 473 нм полупроводникового лазера, сфокусированного в пучок диаметром порядка 1 мкм . Мощность лазерного излучения не превышала 50 мВт . Сбор рассеянного света осуществлялся по схеме прямого отражения. Спектральная ширина щели составляла 300 мкм .

Полученные результаты. Спектроскопия комбинационного рассеяния света была проведена для исходных $MUNT$ и $MUNT$, декорированных наноразмерными частицами и покрытиями TiC (рис. 1).

Спектры комбинационного рассеяния для всех образцов показывают полосу G около 1577 см^{-1} , что соответствует тангенциальному режиму растяжения E_{2g} упорядоченной структуры графита с sp^2 -гибридизацией и D-полосой около 1346 см^{-1} , вызванной беспорядком фонной моды из-за конечных размеров кристаллов и дефектов.

Кроме того, на $MUNT$ -гибридных структурах фиксировали полосы на $255, 414$ и 604 см^{-1} , соответствующие TiC .

Соотношение интенсивностей D- и G-полос, характеризующее степень дефектности исходных наполнителей, составляет $I_D/I_G \sim 0,25$ и $\sim 0,38$ для

МУНТ и TiC/МУНТ соответственно.

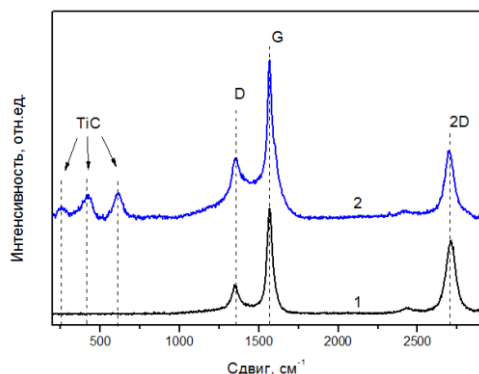


Рис. 1. КР-спектры МУНТ (1) и TiC/МУНТ (2).

На рис. 2 представлены СЭМ-изображения композиционных порошков на основе сплава АМg2, полученных в ходе обработки в планетарной мельнице.

Из рис. 2 видно, что частицы полученных порошков имеют размеры, изменяющиеся в широком диапазоне. Для частиц характерна округлая или вытянутая форма с угловатой поверхностью.

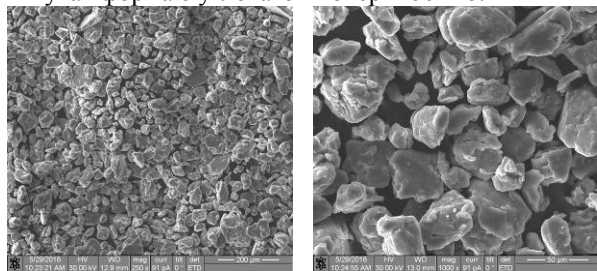


Рис. 2. СЭМ-изображение композиционного порошка.

Результаты КР-спектроскопии композиционных порошков на основе сплава АМg2 представлены на рис. 3.

При анализе КР-спектров композиционных порошков нужно учесть, что металлическая матрица не представляет выраженных КР-пигов, а проявляется лишь в виде плоского фона. Для КР-спектров композиционных порошков характерно повышение интенсивности D-полосы, вызванное высокоэнергетическим воздействием мелющих тел на гибридные наноструктуры TiC/МУНТ.

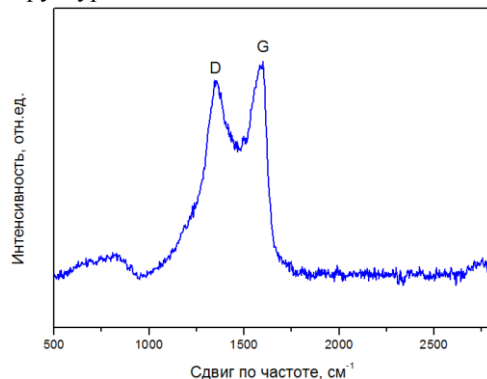


Рис. 3. КР-спектры композиционного порошка АМg2+TiC/МУНТ.

Также нужно отметить отсутствие пиков, соответствующих TiC. Кроме того, для КР-спектров характерно наличие плато в интервале 600...950 см⁻¹.

Однако, форма плато не дает права утверждать о наличии образования кристаллической фазы Al₄C₃. Очевидно, данное плато принадлежит связи алюминий-углерод и соответствует переходной стадии стабилизации твердого раствора Al-C в кристаллическую фазу Al₄C₃ [5].

Полученный композиционный порошок будет использован для создания покрытий методом холодного газодинамического напыления.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 18-38-00590 мол_а.

Список литературы

1. Аборкин А.В., Алымов М.И., Архипов В.Е., Хренов Д.С. Формирование гетерогенных порошковых покрытий с двухуровневой микро- и наноконпозиционной структурой в условиях газодинамического напыления // Доклады академии наук. – 2018. - Т.478. - №6. - С. 637-641.
2. Aborkin A.V., Sobol'kov A.V., Elkin A.I., Arkhipov V.E. Structural phase composition and effectiveness of gas-dynamic spraying of hybrid coatings based on AlMg2 nanocrystalline matrix reinforced with graphene-like structures and micro-size corundum // J. Phys.: Conf. Ser. – 2018. - V. 951. 012010.
3. Аборкин А.В., Алымов М.И., Киреев А.В., Соболев А.В., Архипов В.Е. Структура и эффективность газодинамического напыления гибридных покрытий на основе нанокристаллической алюминиевой матрицы // Металлург. 2018. №8. С. 73-77.
4. Аборкин А.В., Алымов М.И., Киреев А.В., Елкин А.И., Соболев А.В. Механически синтезированный композиционный порошок на основе сплава АМg2 с добавками графита: гранулометрический и структурно-фазовый состав // Российские нанотехнологии. – 2017. - №7-8. - С. 66-70.
5. Аборкин А.В., Алымов М.И., Соболев А.В., Хорьков К.С., Бабин Д.М. Влияние условий термомеханической обработки на консолидацию, структуру и механические свойства объемных наноконпозитов системы Al-Mg-C // Металлы – 2018. - №4. - С. 27-35.

ДИАГНОСТИКА СТРУКТУРНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ И ПОВРЕЖДЕНИЙ В ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛАЗЕРНОГО ОПТИКО-АКУСТИЧЕСКОГО МЕТОДА

Соколовская Ю.Г.^{1,*}, Карабутов А.А.²

¹МГУ им. М.В. Ломоносова, физический факультет, Москва, Россия; *sokolovskaja.julija@physics.msu.ru;

²МГУ им. М.В. Ломоносова, Международный учебно-научный лазерный центр, Москва, Россия.

Аннотация: Проведено количественное исследование структуры углепластиков с помощью лазерного оптико-акустического метода. Получены значения пористости и объемной концентрации матрицы и наполнителя для двух групп композитных образцов. Проведено исследование расположения дефектов, возникающих после приложения внешней нагрузки к композитным образцам.

Ключевые слова: полимерные композиционные материалы, углепластики, оптико-акустический метод, пористость, расслоения, неразрушающий контроль

В настоящее время в авиастроении широко применяются конструкции из полимерных композиционных материалов, в частности, углепластиков. Благодаря своей легкости и прочности углепластики могут заменить металлы в тех случаях, где необходимо снижение массы конструкций. Однако, дефекты, неоднородности и повреждения, возникающие при изготовлении композиционного материала и в процессе его эксплуатации, могут значительно уменьшать прочность и срок службы конструкции. Типичными примерами структурных нарушений, возникающих в углепластиках на этапе производства, являются пористость и неравномерность объемного содержания матрицы в готовом изделии. Вследствии под действием нагрузок в областях с такими нарушениями могут появляться трещины и расслоения. Поэтому актуальной задачей является разработка методов неразрушающей диагностики, которые позволяют контролировать структуру композитов и наличие в них дефектов.

Для исследования структуры углепластиков предлагается использовать метод, основанный на лазерном термооптическом возбуждении ультразвуковых волн (оптико-акустическом эффекте) [1]. Такой метод позволяет получать короткие и мощные зондирующие ультразвуковые импульсы в спектральном диапазоне от долей до десятков мегагерц и амплитудой до сотен мегапаскалей [2]. Это дает возможность существенно повысить точность измерений и увеличить спектральный диапазон для обнаружения влияния структурных изменений на затухание и фазовую скорость акустических волн в сильно поглощающих и рассеивающих ультразвуком материалах.

Целью данной работы является выявление и количественный анализ структурных нарушений, возникающих в углепластиках на этапе производства (пористости и неравномерности содержания полимерной матрицы), а также выявление дефектов, возникающих после приложения внешней нагрузки (расслоений).

В работе были исследованы перекрестно-армированные углепластиковые образцы, изготовленные методом вакуумной инфузии. Первая

группа исследуемых образцов – образцы с пористостью, возникшей в процессе производства материала из-за нарушений условий изготовления. Наличие пористости в композитном образце оказывает существенное влияние на скорость продольных акустических волн, распространяющихся в нем [2]. Пористость P определялась по экспериментально измеренным значениям фазовой скорости продольных ультразвуковых волн, прошедших через исследуемый образец, с помощью формулы [3]:

$$c_{comp} = c_0(1 - P^{2/3})^{1/2},$$

где c_{comp} – скорость ультразвуковых волн в исследуемом образце, c_0 – скорость ультразвуковых волн в беспористом композите. Предполагалось, что при малых пористостях (менее 10 %) поры не образуют сообщающихся кластеров, и присутствуют только изолированные сферические поры. Значение общей пористости выбранной области образца определяется как отношение суммарного объема пор, находящихся в данной области, к общему объему этой области:

$$P = \frac{V_{por}}{V_0} \times 100\% .$$

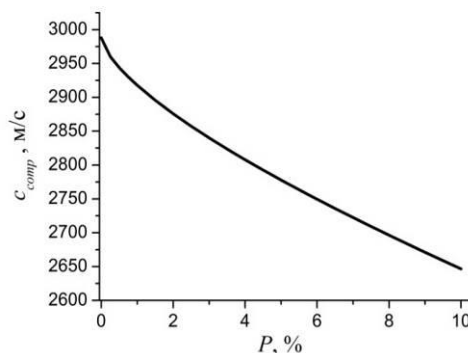


Рис. 1. Зависимость фазовой скорости ультразвуковых волн от пористости образца

Для проверки правильности экспериментально полученных значений пористости было проведено до-

полнительное исследование контрольной группы образцов с помощью рентгеновской томографии (пример томографического изображения пористого образца показан на рис. 2).

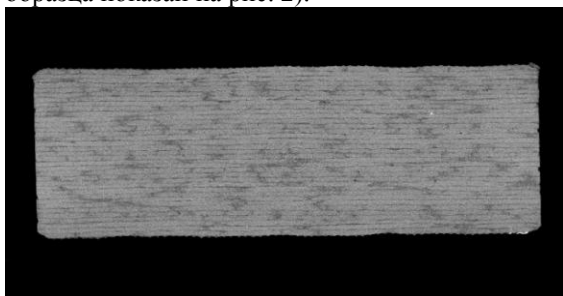


Рис.2. Томографическое изображение композитного образца

Для каждого образцов табл. 1 приведен сравнение величин средней пористости, полученных ультразвуковым и рентгеновским методами. Видно, что в пределах погрешностей измерений эти значения совпадают.

Табл.1. Измеренные пористости образцов

Образец	<P>, рентген, %	<P>, ЛУ метод, %
№1	2,58	2,62±0,4
№2	2,77	2,88±0,5
№3	2,51	2,91±0,5
№4	2,50	2,86±0,4

Вторая группа образцов, исследованных в работе – образцы с неравномерным распределением содержания полимерной матрицы. Объемное содержание матрицы n в исследуемой области образца определялось по формуле [4]:

$$c_{comp}^2 = \frac{1}{\rho_{comp}} \left(\frac{n}{\rho_{mat} c_{mat}^2} + \frac{1-n}{\rho_{fill} c_{fill}^2} \right)^{-1},$$

Где ρ_{comp} , ρ_{mat} , ρ_{fill} – плотности композита, матрицы и наполнителя (углеродного волокна) соответственно, c_{comp} , c_{mat} , c_{fill} – фазовые скорости продольных ультразвуковых волн в композите, матрице и наполнителе. График зависимости фазовой скорости продольных ультразвуковых волн в углепластике от объемного содержания в нем полимерной матрицы (в %) показан на рис. 3. Таким образом, по экспериментально измеренным скоростям ультразвука можно получить объемное содержание матрицы и наполнителя в исследуемой области. Пример экспериментально полученного распределения объемного содержания матрицы (в %) в выбранных образцах показан на рис 4.

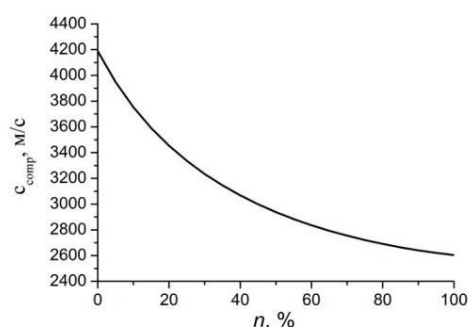


Рис. 3. Зависимость скорости ультразвуковых волн от объемного содержания полимерной матрицы

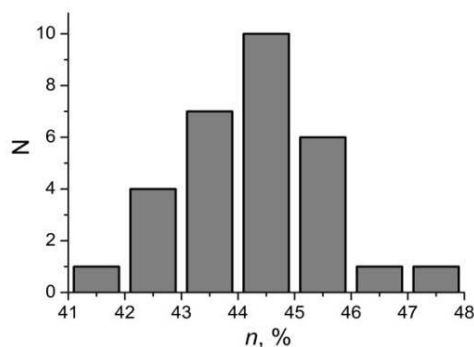


Рис.4. Распределение объемного содержания матрицы (по оси ординат – количество участков образцов с данным содержанием)

Для анализа поведения пористого композита под действием внешней нагрузки образцы первой группы были дополнительно подвергнуты трехточечному изгибу. Результаты лазерно-ультразвукового исследования образцов показали, что после изгиба в образцах появились расслоения, вызванные приложенной нагрузкой. По времени прихода сигналов от дефектов определялось расположение расслоений внутри образца.

Предложенный в данной работе метод позволяет проводить диагностику как контрольных образцов, так и реальных композиционных конструкций с целью выявления наиболее «слабых» мест конструкций и предсказания их поведения в процессе эксплуатации.

Список литературы

1. Гусев В.Э., Карабутов А.А., Лазерная оптоакустика. – М.:Наука, 1991 – 304 с.
2. Карабутов А.А., Подымова Н.Б., Беляев И.О., Исследование влияния пористости на затухание ультразвука в углепластиковых композитах методом лазерно-ультразвуковой спектроскопии. // Акустический журнал – 2013. – том 59. – №6. – С. 714-721.
3. Поляков В. В., Головин А. В. Влияние пористости на скорости ультразвуковых волн в металлах.// Письма в ЖТФ – 1994. – Т. 20. вып. 11. – С. 54-57.
4. Жаркий С.М., Карабутов А.А., Пеливанов И.М. и др., Исследование слоев пористого кремния лазерным ультразвуковым методом.// Физика и техника полупроводников – 2003. – Т. 37. вып. 4. – С. 485-489

НЕРАЗРУШАЮЩИЙ КОНТРОЛЬ МАШИН ПРИ МОДЕЛЬНОМ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОМ ДЕЙСТВИИ ТОКОМ, БЛИЗКИМ К РАБОЧИМ. ОЦЕНКА ВИБРАЦИЙ, ВЫЗВАННЫХ ТОКАМИ В ЭЛЕМЕНТАХ МАШИН

Троицкий О.А.¹, Сташенко В.И.^{1,*}, Скворцов О.Б.^{1,2}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; *vis20-11@rambler.ru;

²Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия.

Аннотация: Представлены экспериментальные исследования действия импульсов тока высокой плотности на элементы проводников. Собственное магнитное поле тока, действуя на проводник, вызывает в нем значительные вибрации. В проводящих элементах электротехнических машин действующие токи приводят к режимам близким аварийным.

Ключевые слова: электрооборудование, неразрушающий контроль, импульсные токи, вибрация.

Введение

Воздействие электрического тока на металлические образцы, особенно при механическом нагружении проявляется в виде ряда эффектов, приводящих к дополнительной пластификации металла [1-4]. Представляет интерес анализ совокупности эффектов, обусловленных электродинамическим действием тока на проводник. Работа посвящена изучению электродинамического действия тока высокой плотности, приводящему к значительным механическим вибрациям проводников.

Материалы и методы

Изучалось действие одиночных импульсов тока амплитудой порядка 1000 А и длительностью менее 1 мс в основном на медный образец диаметром 3 мм. Запись вибрации и магнитного поля тока производилась многокомпонентными датчиками в полосе частот более 100 КГц. В качестве датчиков магнитного поля использовался объединенный модуль датчиков Холла DRV5053 (рис. 1, датчик *M*). В качестве датчиков вибрации использовались малогабаритные высокочастотные акселерометры АП20 (рис.1, датчики *A*₁, *A*₂). Сбор данных выполнялся с использованием модуля сбора данных NI USB 4431 [5].

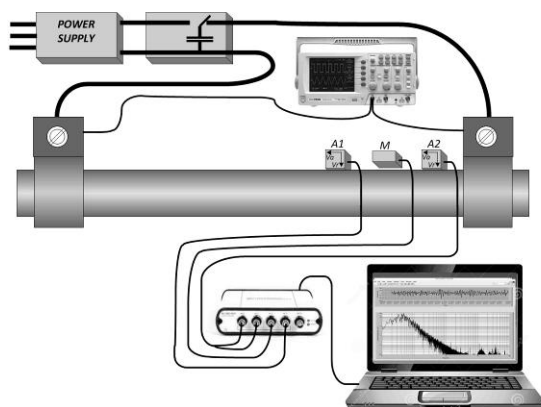


Рис. 1. Структура стенда для испытания металлических образцов на действие импульсного.

При воздействии импульсов тока длительно-

стью более 500 мкс передний и задний фронты импульса вызывают независимые механические колебательные процессы в образце из меди (рис. 2 и 3).

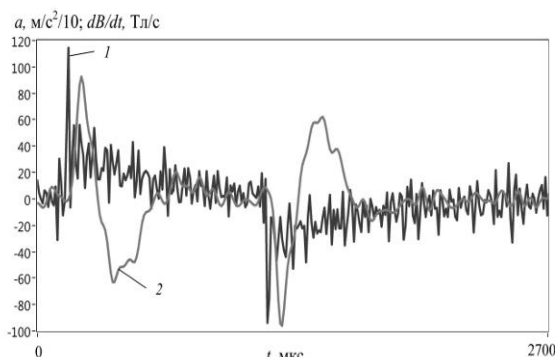


Рис. 2. Производная магнитного потока *I*, ускорение радиальной вибрации *2* при воздействии импульса большой длительности порядка 1,5 мс (медный образец диаметром 3 мм).

Уменьшение длительности импульса тока менее 500 мкс вызывает существенное увеличение размаха радиального ускорения (рис.2), а затем, при длительностях менее 100 мкс, быстрое уменьшение размаха.

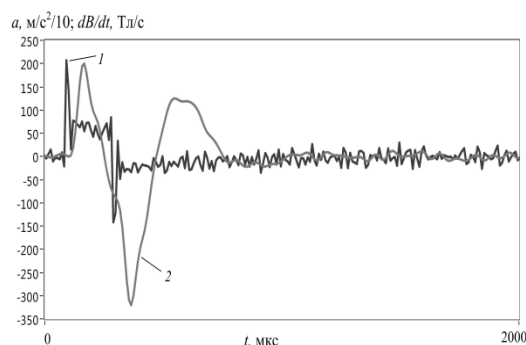


Рис. 3. Производная магнитного потока *I* и ускорение радиальной вибрации *2* при воздействии импульса длительности 185 мкс.

Как видно из рис. 2 и 3 амплитуда и размах радиальной составляющей вибрации слабо зависят от длительности импульса, следовательно.

На рис. 4 приведены временные зависимости сигналов от датчиков магнитной индукции и вибрации для проводника из стали марки ст. 70.

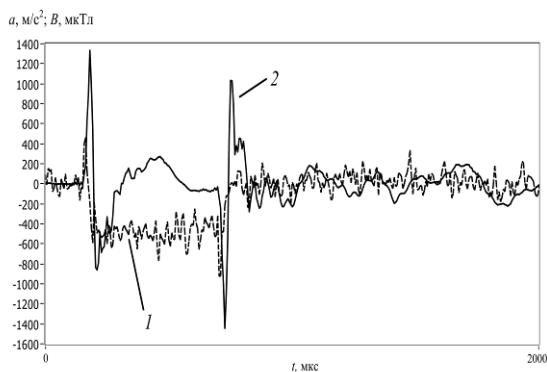


Рис. 4. Временные зависимости сигналов от датчиков магнитной индукции (1) и вибрации (2) и для образца из стали марки ст. 70 диаметром 3 мм, длиной 150 мм.

Механические возбуждаемые колебания образца импульсом тока связаны, в первую очередь, с моментами прохождения переднего и заднего фронтов импульса тока. На фронтах формируются затухающие колебания, которые складываются после окончания импульса тока. Уменьшение длительности может вызывать рост амплитуды колебаний при обеспечении совпадения фаз механических колебаний от воздействия фронта и спада импульса тока. В результате возможно получение эффекта усиления колебаний, а при необходимости и их ослабления.

На рисунке 5 приведены зависимости сложения результирующих вибрационных процессов от длительности импульса тока.

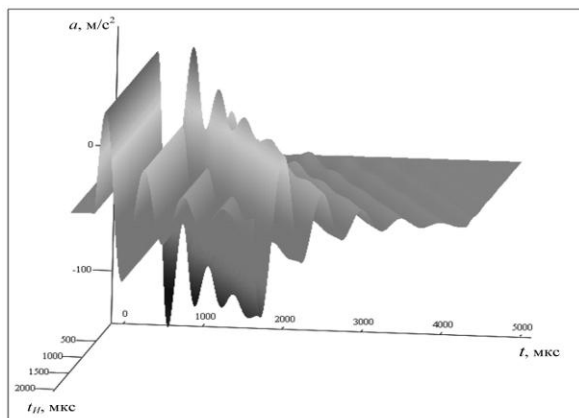


Рис. 5. Зависимости результата сложения вибрационных сигналов, формируемых под действием переднего и заднего фронтов импульса тока от длительности импульса.

На рис. 6 представлен импульс индукции магнитного поля тока длительностью 1006 мкс на медном образце, измеренный датчиком Холла.

По результатам измерения импульсов тока на образцах следует, что вначале прихода импульса имеется его быстрый рост – бросок (от 9 до 29 мкс). Аналогичный бросок наблюдается и в момент начала спада импульса. Затем наблюдаются экспоненциальные изменения магнитного поля (следовательно, и тока через образец).

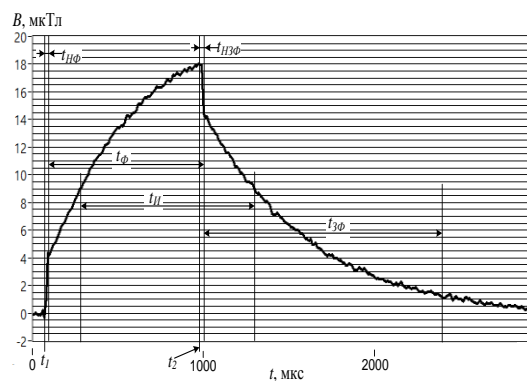


Рис. 6. Вид импульса тока длительностью 1006 мкс.

На рис. 7 представлены зависимости ускорения поверхностных слоев разных металлов от плотности тока, которые произведены по измерениям индукции магнитного поля тока датчиком Холла. Они близки линейным, а не квадратичным как ожидалось согласно теории.

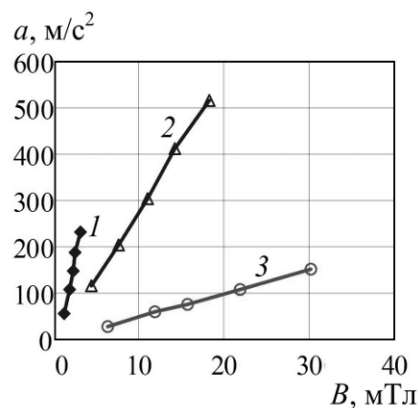


Рис. 7. Зависимости механического отклика от величины плотности тока для образцов диаметром 3 мм, длиной 150 мм: 1- сталь (марки ст. 70), 2- латунь (Л68), 3- медь (М1).

Из многочисленных измерений можно сделать вывод: существенное вибрационное силовое электродинамическое давление магнитного поля импульса тока на проводник происходит на фронтах импульса, когда ток существует практически только в его поверхностном слое [6].

Установлено, что амплитуда упругих деформации токоведущих элементов при действии импульсов тока достигает существенных значений, что следует учитывать при расчете и эксплуатации электротехнических компонент машин.

Выводы

Представленные результаты позволяют сделать следующие выводы:

1. Во время активного действия импульса тока пиковые значения амплитуды ускорения вибрационного отклика близки к моментам максимального значения производной значения магнитного поля.
2. При постоянной амплитуде импульсов тока пиковое значение вибрационного отклика больше

для образцов с меньшим диаметром и для материалов с более высокой удельной плотностью.

3. При постоянной амплитуде плотности тока пиковое значение ускорения вибрационного отклика больше для образцов с меньшим диаметром поперечного сечения.

4. Полученные результаты указывают на сложный характер механизма возбуждения механических колебаний в металлических проводниках при пропускании импульсов тока высокой плотности, что необходимо учитывать в исследованиях по циклической прочности элементов мощного электрооборудования [7-10].

5. Экспериментальные результаты должны учитываться при построении теории, описывающие динамические эффекты действия импульсного тока [11-18].

1. Троицкий О.А. Электромеханический эффект в металлах // Письма в ЖЭТ. 1969. Т. 10. – С.18–22

2. Батаронов И.Л. Механизмы электропластичности // Соросовский образовательный журнал. 1999. № 10. – С.93–99

3. Троицкий О. А. Пластическая деформация металла, вызванная пинч-эффектом // Изв. АН СССР. Серия Физическая. 1977. № 6. – С.118–122

4. Сидоренков В.В. Развитие физических представлений о процессе электрической проводимости в металле // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. «Естественные науки». 2005. № 2. – С.35–45

5. Скворцов О.Б., Сташенко В.И., Троицкий О.А. Упругие деформации проводников при действии импульсов тока // Машиностроение и инженерное образование. 2018. № 1. – С.33–42

6. Буханов В.М., Глушкова Т.М., Козлов В.И. и др. Скин-эффект // Физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова. М. 2011. – 12 с

7. Сташенко В.И., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. Роль скин-эффекта в силовом электродинамическом действии магнитного поля тока на проводник // Научные чтения им. чл.-корр. РАН И.А. Одингга "Механические свойства современных конструкционных материалов". М.: 6-7 сент. 2018. Сборник материалов. ИМЕТ РАН 2018. – С.144–145

8. Скворцов О.Б., Троицкий О.А., Сташенко В.И., Правоторова Е.А. Методика оценки виброакустических процессов электропроводящих элементов электромеханического оборудования //

Инженерно-физические проблемы новой техники / сборник материалов XIII Всероссийского семинара-совещания. – М.: НИИ ИУ МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2018. – С.143–147

9. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. Вибрации проводников при пропускании импульсного электрического тока и неразрушающий контроль // Инженерный журнал: наука и инновации. 2018. № 3 (75) – С.1–16

10. Troickij O.A., Skvorcov O.B., Pravotorova E.A., Stashenko V.I. Analysis of the Relationships for the Vibrational Response to the Excitation of Vibro-Acoustic Processes in Conductors from the Action of a Pulsed Current // 15th International School-Conference "New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application", KnowledgeE Life Sciences, 2017. P.541–548

11. Батаронов И. Л. Механизмы электропластической деформации металлов // Сборник материалов II Международного российско-китайского семинара «Влияние электромагнитных полей на структуру и характеристики материалов». Москва, ИМАШ РАН, 2009. С. 228–243

12. Батаронов И. Л., Рошупкин А. М. К электронной теории динамического пинч-эффекта в металлах. // Изв. ВУЗов. Черная металлургия, 1993. №8. – С.61–64

13. Баранов М.И. Квантово-физическая природа поверхностного эффекта в металлическом проводнике с переменным электрическим током проводимости // Электротехника i Электромеханика. 2010. №3. – С.34–40.

14. Сухова Т.А., Суркаев А.Л. Возникновение механического возмущения в конденсированных средах при электрическом разряде короткого замыкания // Взаимодействие предприятий и вузов - наука, кадры, новые технологии Материалы XII межрегиональной научно-практической конференции. Издательство: Волгоградский государственный технический университет (Волгоград). 2016. – С.221–224.

15. Skal A.S. The full Lorentz force formula responsible for turbulence in solids and fluids and explained Faraday's paradox // International Journal of Scientific & Engineering Research. 2013. Vol. 4. № 2. – P.1–10

16. Скворцов О.Б., Сташенко В.И., Троицкий О.А. Упругие деформации проводников при действии импульсов тока // Машиностроение и инженерное образование. № 1. 2018. – С.33–42

17. Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Сташенко В.И. Измерение вибраций, созданных импульсами тока в элементах электротехнических конструкций // Электротехника, 2018, № 3. – С.8–12

18. Столяров В.В. Влияние электроимпульсной обработки на структуру и механические свойства сплава TiNi с памятью формы // Вестник научно-технического развития. 2014. № 11 (87). С.31-35

ИЗМЕНЕНИЯ В СТРУКТУРЕ ТЕКСТИЛЬНЫХ АРМИРУЮЩИХ ПОЛОТЕН ПРИ РАСТЯЖЕНИИ

Столяров О.Н.

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия,
stolyarov_on@spbstu.ru

Аннотация: В данной работе проанализировано изменение параметров строения текстильных армирующих полотен при растяжении. Анализ структуры полотен различного строения выполнен на исследовании ее изменения в зависимости от уровня растяжения. Результаты экспериментальных измерений показали существенное влияние уровня растяжения на изменение параметров строения внутренней структурных текстильных полотен.

Ключевые слова: композиционные материалы, текстильное армирование, механические свойства, растяжение, изменение структуру.

Введение

Текстильные полотна различного строения широко используются для армирования конструкционных композитов [1]. Гибкость технологий, связанных с переработкой волокон и нитей в плоские и пространственные полотна, позволяет создавать разнообразные формы текстильных структур с заранее заданными свойствами [2].

При растяжении в текстильном полотне происходит изменение его геометрических размеров. Оптический контроль процесса растяжения позволяет изучать свойства данных материалов под действием приложенных к ним нагрузок [3, 4]. В настоящее время уже создана фундаментальная база для изучения строения текстильных материалов, в основе которой лежат методы изучения структуры материала посредством оптической микроскопии. Традиционно оптические методы исследования применяются для анализа «статической» структуры материала путем изготовления соответствующих проб материала для микроскопии в исходном недеформированном состоянии. Данные методы обладают безусловным преимуществом, поскольку дают возможность представления реальной геометрии образца по сравнению с идеализированными моделями строения, получаемыми путем простых подсчетов количества структурных элементов в единице длины полотна. Однако «статическая» структура дает лишь ограниченное представление о взаимосвязи геометрии и механического поведения материала, хотя подобные сведения, безусловно, важны для разнообразных механических моделей, например, используемых для композиционных материалов [5]. Информация, позволяющая судить об изменении размеров поперечного сечения и перераспределения волокон внутри нитей или изменении расположения нитей в армирующем полотне, является весьма ценной при анализе их свойств. Основная сущность такого анализа состоит в оптическом исследовании структуры материала в зависимости от уровня нагружения. На рис. 1 представлена схема установки для испытания на растяжение с одновременным измерением параметров структуры волокнистого материала. Для измерения параметров структуры волокнистого материала в процессе растяжения были

выполнены два вида измерений: (1) изготовление отдельных проб для оптической микроскопии при различных уровнях растяжения; (2) оптический контроль непосредственно при растяжении.



Рис. 1. Схема установки при испытании на растяжение с одновременным измерением параметров структуры

Изменение структуры тканого полотна при растяжении

В первом виде измерений для анализа упорядоченной тканой структуры, образцы в форме стандартных прямоугольных полосок (размером 50×200 мм) растягивались до определенной величины деформации (выраженной в процентах от максимальной деформации) и моментально фиксировались с помощью быстротвердеющих полимерных смол, которые наносились на образец. Это позволяло зафиксировать структуру в растянутом состоянии. Дальнейшие измерения параметров строения производились с помощью оптической микроскопии подготовленных проб поперечных сечений полотен. Пример измерения параметров строения тканого полотна при различных уровнях деформирования приведен на рис. 2. Как схематично показано на рисунке, форма структуры продольных и поперечных нитей в полотне существенно меняется.

Для анализа изменения поведения структуры были распознаны поперечные сечения отдельных

нитей в полотне и построены в виде моделей. Проанализированы основные параметры структуры тканых полотен и миграция отдельных волокон внутри нитей.

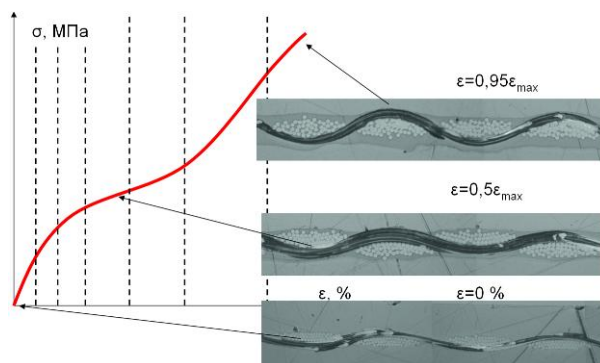


Рис. 2. Изменение строения структуры тканого полотна при растяжении

На рис. 3 показаны структурные модели влияния уровня нагружения на внутреннее строение тканого полотна для продольного направления. Выполненные измерения позволяют четко оценить изменение уработки нитей, миграцию отдельных волокон внутри поперечного сечения, и, как следствие, оценить видоизменение его формы. Так, например, с увеличением приложенной нагрузки происходит группирование волокон в центре поперечного сечения нити, а также сближение отдельных сечений нитей друг к другу.

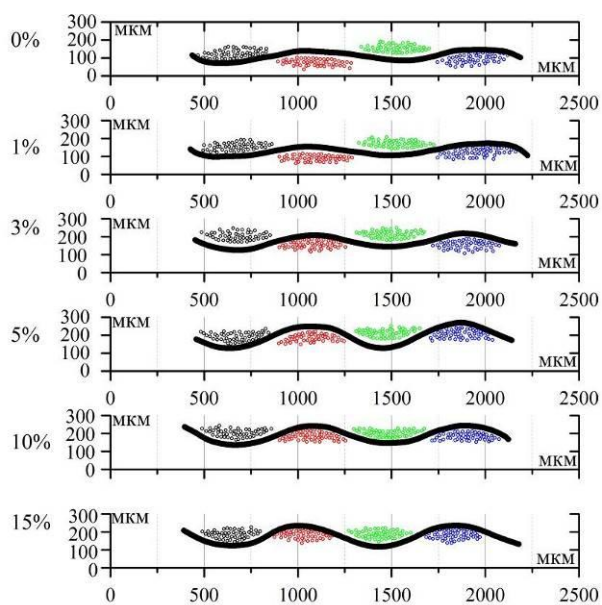


Рис. 3. Влияние уровня нагружения на внутреннее строение тканого полотна

Выполненные измерения позволяют

также судить о влиянии растяжения на изменение формы нитей в структуре полотна. Так, например, изменение среднего радиуса нитей в структуре тканого полотна при растяжении может быть оценено с помощью индекса радиального распределения. Как показали результаты расчета для каждого направления растяжения, средний радиус распределения отдельной нити в структуре полотна убывает с увеличением деформации. При растяжении вдоль основы происходит более резкое уменьшение среднего радиуса распределения волокон по сравнению с растяжением по утку. Однако в предразрывной зоне деформирования данные величины практически равны.

Изменение структуры нетканого полотна при растяжении

Во втором виде измерений проведены исследования параметров структуры нетканого полотна при растяжении. Если в тканых, вязаных и плетеных полотнах основным составным элементом является нить, то в нетканых полотнах основным таким элементом является волокно. Это главным образом определяет способ образования полотна и, как следствие, геометрию или расположение основных составляющих элементов в его структуре. Выяснение механизма деформирования нетканых полотен, имеющих по сравнению с обычными полотнами более сложную хаотичную структуру, необходимо для объяснения особенностей их поведения при растяжении. На механические свойства при растяжении полотна влияют следующие параметры: ориентация составляющих элементов относительно направления растяжения; непрямолинейность волокон; уплотнение структуры и жесткость волокон. В качестве образцов исследования для данной работы были выбраны нетканые полотна, изготовленные из непрерывных полипропиленовых волокон. Для проведения испытаний на растяжение были вырезаны стандартные образцы в форме полосок. Одновременно, с помощью цифрового микроскопа получались микрофотографии определенного участка в центральной части (размером 10×8 мм) структуры нетканого полотна в процессе растяжения. Уровни растяжения в зависимости от удлинения при максимальной нагрузке ($\% \epsilon_{\max}$) выбирались через определенные промежутки и схематично показаны на рис. 4. Для определения направленности волокон в зависимости от уровня растяжения был использован метод анализа изображений, в основе которого лежит преобразование Фурье.

Анализ приведенных результатов показал, что уровень растяжения оказывает значительное влияние на распределение волокон в зависимости от их направленности. В исходном положении при $\epsilon=0$

наблюдается практически равномерное распределение волокон по всем направлениям, что говорит о некоторой изотропности нетканой структуры по всем направлениям. Далее с увеличением деформации происходит существенное изменение направленности волокон по направлению прикладываемой нагрузки, т.е. имеет место переориентация его структуры в направлении приложения нагрузки. Данная переориентация в основном вызвана изменением углов поворота волокон относительно точек их соединения.

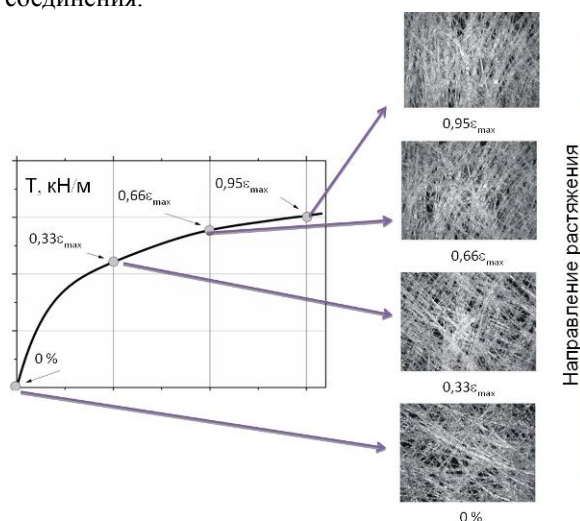


Рис. 4. Стадии деформирования нетканого полотна

Выводы

На образцах текстильных полотен, включая упорядоченную тканую структуру и хаотичную не-

тканую структуру, проведены измерения изменения основных параметров их строения при растяжении. Результаты экспериментальных исследований отчетливо показали существенное влияние уровня приложенной растягивающей нагрузки на изменения в структуре полотен. Показано, что при растяжении тканого полотна происходит группирование волокон в центре поперечного сечения нити, а также сближение отдельных сечений нитей друг к другу

Результаты этого анализа могут быть использованы для решения различных проблем, связанных с моделированием и прогнозированием структур текстильных армирующих полотен, а также с изделиями и композитами на их основе.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 16-08-00845а.

Список литературы

- [1] Hearle JWS. Mechanical properties of textile reinforcements for composites. In: Boisse P (ed.) Advances in composites manufacturing and process design. Cambridge: Elsevier, 2015, pp.231–251.
- [2] Тканые конструкционные композиты: Пер. с англ. (Textile Structural Composites) / Под ред. Т.-В. Чу и Ф. Ко. – М.: Мир, 1991. – 432 с.
- [3] Kim H.S., Deshpande A., Pourdeyhimi B., et al. Characterizing structural changes in point-bonded nonwoven fabrics during load-deformation experiments // Textile Research Journal – 2001. 71. pp. 157–164.
- [4] Hou X., Acar M., Silberschmidt V.V. Non-uniformity of deformation in low-density thermally point bonded nonwoven material: effect of microstructure // Journal of Material Science – 2011. 46. pp. 307–315.
- [5] Lomov, S.V. Modelling the geometry of textile reinforcements for composites: WiseTex // Composite Reinforcements for Optimum Performance - 2011, pp. 200-238.

СТРУКТУРНЫЕ ОСОБЕННОСТИ РАЗРУШЕНИЯ НАНОКОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ Al_2O_3 С ДОБАВКАМИ ГРАФЕНА

Столяров В.В. (ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Жолнин А.Г. (МИФИ, Москва, Россия)

Аннотация: Представлены результаты собственных исследований и литературных данных по испытаниям на прочность при изгибе и фрактографическим исследованиям поверхности излома в композите на основе корундовой нанокерамики с графеном (Γ/Al_2O_3), полученном методом плазменно-искрового спекания. Показана морфология и роль графена в измельчении структуры керамики, а также возможность повышения прочности на изгиб при введении графена не менее 2вес. %

Ключевые слова: корунд, графен, плазменно-искровое спекание, нанокompозит, разрушение, структура

Введение

Создание упрочненных 2D-графеном алюминиевых композитов (Γ/Al_2O_3) в последние годы вызывает повышенный интерес многих исследователей [1-4]. Это связано с возможным повышением в них коррозионной стойкости, механических, трибологических и электрических свойств. Особое значение имеет проблема формирования структурных состояний с повышенным сопротивлением хрупкому разрушению керамики. В этой связи целью работы является исследование влияния содержания графена на структуру и прочность.

Материал и методы эксперимента

Применяли смесь, состоящую из нанопорошка $\delta-Al_2O_3$ (45 нм) и чешуек графена (толщиной 3 нм) двух концентраций 0.5 и 2вес. % (рис.1). Для сравнения применяли также субмикронный (СМК) порошок $\delta-Al_2O_3$.

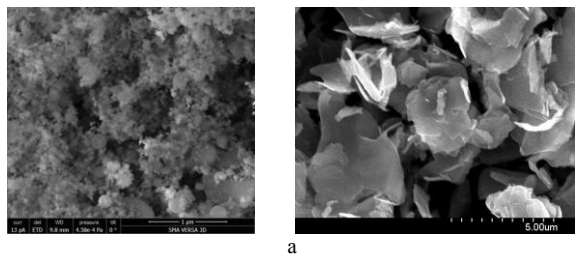


Рис. 1. Морфология исходных порошков нанокерамики $\delta-Al_2O_3$ (а) и графена (б).

После растворения смеси в диметилформамиде ее перемешивали ультразвуком и высушивали. Полученную смесь подвергали вакуумному плазменно-искровому спеканию в графитовой форме при температуре 1500 °С и давлении 50 МПа в течение 10 мин при скорости нагрева 100 °С/мин [5]. Образцы-диски размером $\varnothing 2 \times 15$ мм для определения прочности испытывали на изгиб на установке Quasar 50 по схеме (рис.2, [6]). Морфологию поверхности разрушения и микроструктуру компактов исследовали методами FESEM и TEM, измерения твердости

выполняли на наноиндентометре MTS.

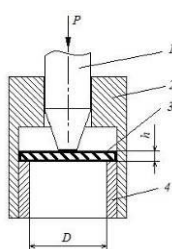


Рис.2. Схема испытания на изгиб диска: 1 – пуансон, 2 – обойма, 3 – образец, 4 – опорное кольцо

Экспериментальные результаты

На рис.3 показаны поверхности разрушения в поперечном сечении при сжатии образцов с разным содержанием графена. Видно, что разрушение в образце с 0.5% Γ осуществляется по границам зерен и является хрупким межзеренным (рис.3а), тогда как в образце с 2.0% графена появляются участки вязкого внутриверенного разрушения, связанные с графеном (рис.3б). Отметим, что размер зерен керамики в обоих образцах существенно больше размера частиц исходного нанопорошка, что связано с ростом частиц при спекании. Однако средний размер зерен в образце с 2% графена в два раза меньше, чем в образце с 0.5% графена. Т.е. повышение содержания графена не только способствует появлению мест вязкого разрушения, но и тормозит рост зерен матрицы.

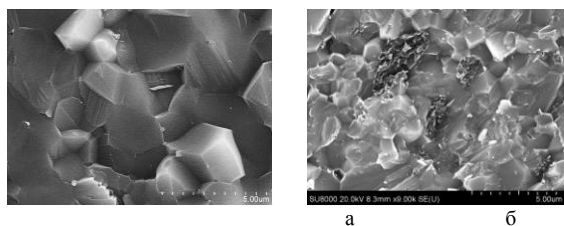


Рис.3. Картина излома нанокompозита: а - 0.5% Γ ; б - 2% Γ

Расположение графена в керамике является важной структурной особенностью для анализа хрупкости композита. Данные FESEM и TEM свидетельствуют, что графен может располагаться как в теле зерен (рис.3а, 4а), так и на их границах (рис.4б).

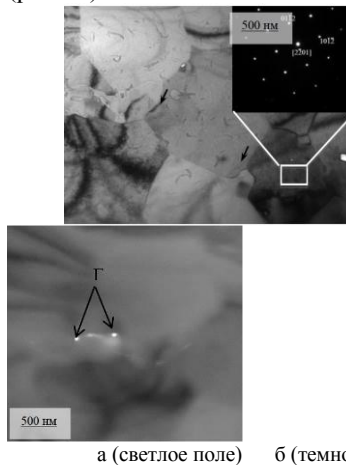


Рис.4. Распределение графена в теле (а) и на границах (б) зерен.

Результаты механических испытаний на изгиб приведены в табл.1. Видно, что прочность и микротвердость повышаются не только с введением графена, но особенно заметно с заменой СМК исходного порошка на нанопорошок (табл.1).

Табл.1. Механические свойства композита

Образец	Прочность при изгибе, МПа	Hv, ГПа
СМК Al ₂ O ₃ (*)	200	20
СМК Al ₂ O ₃ -0.5%Г	210	21
нано Al ₂ O ₃ -0.5%Г	260	27

Повышение прочности и микротвердости при уменьшении размера зерен согласуется с известным законом Холла-Петча, а механизм упрочнения композита с введением графена остается дискуссионным. Ряд исследователей связывают повышение прочности с формированием графеновых «мостиков» на границах зерен, усиливающих вязкость (рис.5, 6). Другие авторы предполагают образование ковалентных связей между графеном, расположенном на границах, и окисью алюминия, таким образом, чтобы тормозить распространение трещины [7]. Очевидно, что проблема агломерации частиц графена также должна учитываться в анализе вязкости разрушения. По-видимому, с увеличением содержания графена агломерирование графена будет увеличиваться и эффект от его введения уменьшаться.

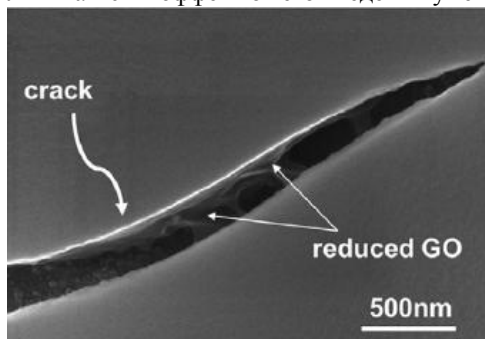


Рис.5. Образование мостиков графена и затупление вершины трещины в композите [7].

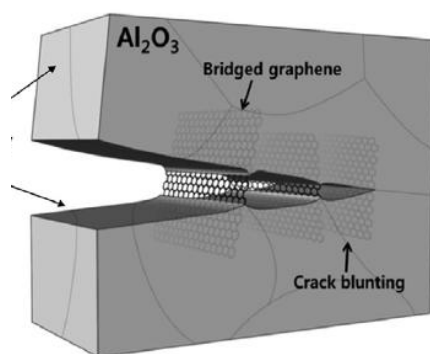


Рис.6. Схема образования графеновых мостиков в трещине композита [7].

Литературные данные свидетельствуют, что коэффициент вязкости разрушения K_{Ic} в нано-

композите слабо повышается при введении графена, что связано с увеличением пути распространения за счет измельчения микроструктуры (рис.7) и блокированием трещины частицами графена [8].

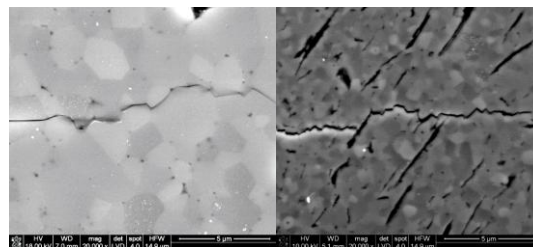


Рис.7. Путь трещины в Al₂O₃ (а) и композите Al₂O₃-2%Г

Реальные механизмы повышения вязкости композитов с графеном требуют дальнейших структурных исследований и физико-механических испытаний.

Литература

- Novoselov K. S. et al. Two-dimensional gas of massless Dirac fermions in graphene // Nature 438, 2005, 197.
- Stankovich S. et al. Graphene-based composite materials // Nature 442, 2006, 282.
- Balandin A.A., Ghosh S., Bao W., et al. Superior thermal conductivity of single-layer graphene // Nano Lett. 3 (2008) 902–907.
- Жолнин А.Г., Ковалева И.В., Рытенко В.Ю., и др. Влияние размеров частиц порошка оксида алюминия на результаты спарк-плазменного спекания // ФХОМ. 2016, №1, с.53-63.
- A.G. Zholnin, I. V. Kovaleva, M. C. Yurlova, A. M. Ilina et al. Uniaxial magnetic pulsed compaction of α -Al₂O₃ nano powders followed by conventional and spark-plasma sintering, Phys. Chem. Mat. Procs. 2 (2015) 73-79.
- Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов (справ-к, ред. А.Т. Туманов). Т. II. Методы исследования механических свойств металлов. М.: Машиностроение, 1974, 320 с
- B. Lee, M. Y. Koo и др., Simultaneous strengthening and toughening of reduced graphene oxide/alumina composites fabricated by molecular-level mixing process, Carbon 78 (2014) 212–219.
- P. Rutkowski, P. Klimczyk и др., Mechanical properties of pressure sintered alumina-graphene composites, CERAMIC MATERIALS, 68, 2 (2016) 168-175.

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ ПРИ МНОГОСТУПЕНЧАТОМ НАГРУЖЕНИИ

Стрижиус В.Е.

АО "АэроКомпозит", Москва, Россия; v_strizhius@aerocomposit.ru

Аннотация: Задачи по оценкам остаточной прочности слоистых композитов в процессе сложного циклического нагружения являются одними из наиболее сложных в практике современных исследований. Предложена специальная модификация известной модели деградации нормализованной прочности, позволяющая выполнять подобные оценки расчетным путем. Представлен пример расчета, показывающий эффективность применения предложенной модификации.

Ключевые слова: слоистые композиты, остаточная прочность, сложное циклическое нагружение.

Введение

По результатам анализа данных, представленных в многочисленных исследованиях усталостной прочности элементов из полимерных композиционных материалов (ПКМ), можно выделить один из главных недостатков ПКМ: накопленное в процессе усталостных испытаний или эксплуатации усталостное повреждение снижает остаточную прочность ПКМ.

Экспериментальные исследования снижения (деградации) остаточной прочности слоистых ПКМ с использованием прямых усталостных испытаний требуют значительных затрат. Ввиду этого необходимость разработки специальных моделей, позволяющих выполнять *расчетные* оценки снижения остаточной прочности в процессе накопления усталости слоистых ПКМ представляется очевидной.

Особую актуальность разработка подобных моделей имеет для случая сложного циклического нагружения слоистых ПКМ. В настоящем докладе рассмотрен один из типов такого сложного нагружения: повторяющийся блок нагрузок, представляющий собой многоступенчатое циклическое нагружение с различными амплитудами напряжений на каждом этапе нагружения.

Такой тип нагружения использован, например, в работе [1] при испытаниях на усталость образцов со свободным отверстием из углепластика AS4/3501-6 [0/±45/90]_{s4}. Нагружение представляло собой воздушный этап известной стандартизированной квазислучайной программы "TWIST" (Transport Wing Standard Test) [2] - программы, имитирующей полетное нагружение элементов конструкции крыла самолета транспортной категории - см. табл.1. Последовательность приложения нагрузок при испытаниях в пределах одного блока программы схематически представлена на рис. 1 (данные работы [1]).

Рассмотрены две наиболее известные модели, с использованием которых *теоретически* может быть решена задача расчетной оценки снижения остаточной прочности слоистых ПКМ при рассматриваемом типе циклического нагружения: модели Шаффа и Дэвидсона [3] и модели деградации нормализованной прочности (МДНП) [4]. Для проведения *практических* расчетов снижения остаточной прочности слоистых ПКМ при блочном циклическом нагруже-

нии предложена модификация МДНП.

Таблица 1
Уровни и повторяемость циклических нагрузок в одном блоке программы "TWIST" [2]

Уровень нагружения	Амплитуда нагружения	Количество циклов нагружения
I	$1,6 \times \sigma_m$	1
II	$1,5 \times \sigma_m$	2
III	$1,3 \times \sigma_m$	5
IV	$1,15 \times \sigma_m$	18
V	$0,99 \times \sigma_m$	52
VI	$0,84 \times \sigma_m$	152
VII	$0,68 \times \sigma_m$	800
VIII	$0,53 \times \sigma_m$	4170
IX	$0,37 \times \sigma_m$	34800
X	$0,22 \times \sigma_m$	358665

(σ_m - среднее напряжение воздушного этапа)



Рис. 1. Схематическое представление последовательности приложения нагрузок воздушного этапа программы "TWIST" (UCS - предел прочности образцов на статическое сжатие)

Модификация МДНП

Предлагаемая в настоящем докладе модификация МДНП основана на специальной процедуре приведения блочного многоступенчатого циклического нагружения к эквивалентному регулярному нагружению и дальнейшей расчетной оценке снижения (деградации) остаточной прочности слоистого ПКМ с использованием основных соотношений МДНП.

Основные положения предлагаемой модификации МДНП могут быть представлены следующим образом.

1. Предполагается, что известны экспериментальные данные, с использованием которых может быть построена кривая усталости для рассматриваемого слоистого ПКМ для случая регулярного нагружения симметричным циклом.
2. Выделение полных циклов из рассматриваемого нагружения рекомендуется выполнять с использованием метода "дождевого потока", а приведение каждого асимметричного цикла со средним значением σ_{mi} и амплитудой σ_{ai} к эквивалентному по повреждаемости симметричному циклу - с использованием модифицированного уравнения Бехешти-Харриса-Адама [5]:

$$\sigma_{a(-1)} = \frac{\sigma_{ai} \cdot \sigma_{UTS}^u \cdot |\sigma_{UCS}|^v}{(\sigma_{UTS} - \sigma_{mi})^u \cdot (|\sigma_{UCS}| + \sigma_{mi})^v}, \quad (1)$$

где $\sigma_{a(-1)}$ - амплитуда эквивалентного по повреждаемости симметричного цикла нагружения, соответствующая определенной (фиксированной) усталостной долговечности элемента.

3. Предполагается, что повреждаемость рассматриваемого блока циклических нагрузок будет оцениваться с использованием известной гипотезы накопления повреждений Хау - Оуэна [6]:

$$D_{block} = \sum_{i=1}^k \left[A \left(\frac{n_i}{N_i} \right) + B \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^2 \right]. \quad (2)$$

В работе [7] показано, что использование гипотезы Хау - Оуэна позволяет достичь удовлетворительной точности расчетов на усталость надрезанных углепластиков при квазислучайном нагружении программой "TWIST".

4. Одним из наиболее важных положений предлагаемой модификации МДНП является выбор некой условной эквивалентной единицы нагружения, способной представлять рассматриваемый блок циклических нагрузок в целом. Например, для блока нагрузок квазислучайной программы "TWIST" [2] в качестве такой условной единицы нагружения может быть выбран один "полет" программы.
5. Предполагается, что повреждаемость условной эквивалентной единицы нагружения будет равна:

$$D_{eqv} = D_{block} / NPB,$$

где NPB - размер (в условных единицах) рассматриваемого блока нагрузок.

6. Вводится новый параметр σ_{eqv} - амплитуда одного симметричного цикла напряжений, эквивалентного по повреждаемости выбранной условной единицы рассматриваемого нагружения. Предполагается, что значение параметра σ_{eqv} будет определяться с использованием следующей процедуры:

- оценивается повреждаемость выбранной условной единицы нагружения D_{eqv} ;
- оценивается усталостная долговечность слоистого ПКМ в условных единицах: $N_{eqv} = 1/D_{eqv}$;
- выполняется оценка значения параметра σ_{eqv} с использованием кривой усталости (1) для симметричного цикла нагружения:

$$\sigma_{eqv} = c + m \times \lg N_{eqv}.$$

7. После оценки значения параметра σ_{eqv} уровень снижения остаточной прочности предлагается оценивать с использованием основных соотношений МДНП.

Верификация модели

Предлагаемая модель и процедура расчета верифицированы на примере расчетной оценки деградации остаточной прочности образцов со свободным отверстием из углепластика AS4/3501-6 [0/±45/90]_{s4} при сжатии образцов после нагружения блоками циклических нагрузок воздушного этапа программы "TWIST".

Предполагается следующее пошаговое решение рассматриваемой задачи.

Шаг 1. По результатам обработки экспериментальных данных работы [1] уравнение кривой усталости для рассматриваемых образцов при регулярном нагружении симметричным циклом можно записать как

$$\sigma_{max} = 351,65 - 35,397 \times \lg N,$$

где:

- σ_{max} - максимальные напряжения симметричного цикла;
- N - количество циклов нагружения до начала расслаивания по краям свободных отверстий образцов.

Шаг 2. По данным работы [1] определены значения пределов прочности рассматриваемых образцов при статическом растяжении и статическом сжатии: $\sigma_{UTS} = 413,7$ МПа; $\sigma_{UCS} = -344,7$ МПа.

Шаг 3. Рассмотрены результаты усталостных испытаний образцов при рассматриваемом типе циклического нагружения с тремя уровнями средних напряжений всех циклов нагружения: $\sigma_m = 0,325\sigma_{UCS}$; $\sigma_m = 0,3\sigma_{UCS}$ и $\sigma_m = 0,275\sigma_{UCS}$. По результатам обработки результатов испытаний оп-

ределены значения параметров A и B соотношения (2) гипотезы Хау - Оуэна: $A \approx 140$; и $B \approx 8660$.

Шаг 4. Выполнена оценка повреждаемости

$$D_{block} = \sum_{i=1}^k \left[A \left(\frac{n_i}{N_i} \right) + B \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^2 \right] \text{ для рассматриваемого}$$

блока нагрузок с $\sigma_m = 0,275\sigma_{UCS}$: $D_{block} \approx 0,1$.

Шаг 5. В качестве условной эквивалентной единицы нагружения принят один "полет" программы "TWIST" (один блок программы "TWIST" по данным работы [2] состоит из 4000 полетов). Выполнена оценка значения повреждаемости эквивалентной единицы нагружения:

$$D_{eqv} = D_{block} / NPV = 0,1/4000 = 2,5 \times 10^{-5}.$$

Шаг 6. Выполнена расчетная оценка усталостной долговечности слоистого ПКМ в условных единицах:

$$N_{eqv} = 1/D_{eqv} = 40\,000 \text{ полетов.}$$

Шаг 7. Выполнено определение эквивалентных напряжений σ_{eqv} одного полета:

$$\sigma_{eqv} = 351,65 - 35,397 \lg N_{eqv} = 188,75 \text{ МПа.}$$

Шаг 8. Выполнено построение кривой снижения остаточной прочности при сжатии слоистого ПКМ $\sigma_{RS(C)} = f(\sigma_{eqv}, N_{eqv})$ с использованием основных соотношений МДНП - см.рис.2.

Шаг 9. Экспериментальные значения остаточной прочности рассматриваемых образцов определены на основе обработки результатов испытаний на остаточную прочность при сжатии образцов-купонов, вырезанных из испытанных образцов после наработки $N_{eqv} = 40\,000$ полетов - см. рис.2.

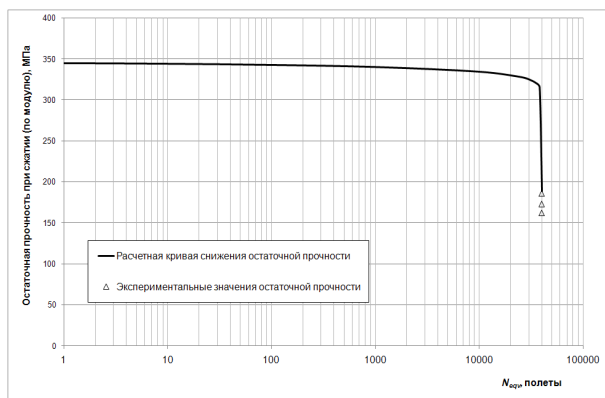


Рис. 2. Расчетная кривая снижения остаточной прочности при сжатии в процессе накопления усталости в образцах со свободным отверстием из углепластика AS4/3501-6 [0/±45/90]_{s4}

Можно отметить удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных.

Выводы

Для выполнения расчетных оценок остаточной прочности слоистых ПКМ при блочном циклическом

нагружении предложена модификация модели деградации нормализованной прочности (МДНП). Предлагаемая модификация основана на специальной процедуре приведения сложного циклического нагружения к эквивалентному регулярному и дальнейшей расчетной оценке снижения (деградации) остаточной прочности слоистого ПКМ с использованием основных соотношений МДНП. Представлен пример расчета, показывающий эффективность применения предложенной модели.

По результатам анализа полученных результатов можно сделать следующие основные выводы.

1. Учитывая большой разброс экспериментальных данных, свойственных слоистым ПКМ, проблематично ожидать от любых расчетных методов достижения высокой точности расчетных оценок. Тем не менее, представленный пример расчета показал определенные перспективы достижения приемлемой точности расчетных оценок остаточной прочности слоистых ПКМ с использованием предлагаемой модели.
2. Представленный пример расчета также показал, что в прикладном аспекте предложенная модель имеет значительные перспективы по снижению трудоемкости расчетных оценок остаточной прочности слоистых ПКМ при сложном программном нагружении.
3. По причине отсутствия результатов специальных экспериментов, необходимых для использования модели Шаффа и Дэвидсона, расчетные оценки остаточной прочности рассматриваемых образцов с использованием этой модели не проводились.

Список литературы

1. Han H.T. and Choi S.W. The Effect of Loading Parameters on Fatigue of Composite Laminates: Part V. // Report DOT/FAA/AR-01/24. - 2001.
2. De Jonge J.B., Schutz D., Lowak H., Schijve J. A standardized load sequence for flight simulation tests on transport aircraft wing structures // LBF Bericht FB-106 (NLR 73029U). — 1973.
3. Schaff J.R. and Davidson B.D. A Life Prediction Methodology for Composite Structures, Part I: Constant Amplitude and Two Stress Level Fatigue Loading, and Part II: Spectrum Fatigue Loading // J. Compos. Mater. — 1997. — Vol. 31 (No. 2). — P. 128—181.
4. Harris B. A historical review of the fatigue behavior of fiber-reinforced plastics // Fatigue in composites / Ed. by B. Harris. — Woodhead Publishing Ltd and CRC Press LLC, 2003. — P. 3—35.
5. Beheshty M.H., Harris B. and Adam T. An empirical fatigue-life model for high-performance fiber composites with and without impact damage. *Compos A: Appl Sci & Manuf*, A30, 1999, 971-987.
6. Howe R.J. and Owen M.J. Accumulation of damage in glass-reinforced plastic under tensile and fatigue loading. In *Proceedings of the Eighth International Reinforced Plastics Congress* (British Plastic Federation, London), 1972, p 137-148.
7. Стрижиус В.Е. Гипотеза суммирования усталостных повреждений при квазислучайном нагружении элементов композитных авиаконструкций // Труды Второй международной конференции "Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций", 18-20 октября 2016 г., Москва, ИМАШ РАН, С. 184-186.

ПРОЧНОСТЬ УГЛЕПЛАСТИКА, ИЗГОТОВЛЕННОГО МЕТОДОМ ПЛЕТЕНИЯ - СРАВНЕНИЕ И АНАЛИЗ ДАННЫХ РАСЧЕТОВ И ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Таирова Л.П.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; com-or@yandex.ru

Аннотация: Структура композитов, изготовленных методом плетения, существенно отличается от структуры композитов при намотке или выкладке. Это предъявляет специальные требования к моделям деформирования и разрушения этого материала. Однако, прежде, чем создавать новые модели, необходимо рассмотреть, какова степень соответствия результатов расчетов по традиционным моделям послойного анализа экспериментальным данным для плетеных композитов. Целью настоящей работы и является сравнение экспериментальных данных, полученных при испытаниях на растяжение и сжатие образцов из углепластика, изготовленных плетением с различными схемами укладки волокон, с расчетами по одной из моделей послойного анализа. Полученные результаты показывают вполне удовлетворительное соответствие расчета и эксперимента.

Ключевые слова: плетеные композиты (ПК), послойный анализ, эксперимент, растяжение, сжатие, прочность.

Постановка задачи

Плетение – сравнительно новая технология изготовления бесшовных композитных оболочек, в том числе - с криволинейной образующей. Особенностью плетения является формирование из сухих жгутов слоев с направлениями укладки $\pm\varphi$ или $0/\pm\varphi$ относительно продольной направляющей. При плетении структур с разными значениями углов $\pm\varphi$ количество жгутов каждого направления, как правило, не изменяется, поэтому плотность укладки жгутов (расстояние между соседними жгутами) оказывается зависящей от угла φ . Таким образом, понятие однонаправленного слоя, как повторяющегося элемента структуры здесь неприменимо. Однако, можно ввести понятие условного однонаправленного слоя с толщиной, зависящей от плотности укладки жгутов. Толщина такого слоя должна быть пропорциональна объему волокон в слое и учитывать процентное содержание связующего. Целесообразность введения такой толщины была показана в [1].

При плетении материал формируется наложением друг на друга нескольких слоев (проходов), каждый из которых состоит из переплетенных между собой сухих жгутов. Для плетеных структур характерно наличие расстояний между жгутами в одном проходе $\sim 1\div 15$ мм, причем наибольшие расстояния обычно получаются между продольными жгутами, поэтому эти жгуты оказываются связанными при деформировании не друг с другом, а с винтовыми жгутами. Поскольку проходы сдвигаются друг относительно друга по окружности, то уже через 2-4 прохода образуется сплошной материал из сухих жгутов. Пропитка связующим под давлением осуществляется после окончания плетения.

Особенности технологии изготовления приводят к тому, что для плетеных композитов (ПК) продольные и винтовые слои существенно различаются по структуре и потому должны иметь разные характеристики жесткости и прочности.

При проектировании конструкций из ПК необходимо использовать модели деформирования и разрушения, которые давали бы удовлетворительное соответствие расчетов и экспериментов. В качестве первого этапа создания таких моделей целесообразно

оценить пригодность традиционных моделей послойного анализа для прогнозирования деформирования и разрушения ПК. Проведение таких оценок с использованием имеющихся экспериментальных данных [2, 3] и является целью настоящей работы.

Объекты исследования

Все образцы изготовлены плетением из углеродных волокон УКН-М-6К со связующим ЭНФБ.

Первыми объектами исследований явились полоски и кольца, вырезанные из цилиндрических оболочек с внутренним диаметром 270 мм [2]. Исследованы образцы с углами укладки винтовых прядей $\pm 69^\circ$, $\pm 81^\circ$, $\pm 50^\circ$ при наличии продольных прядей и с углами укладки винтовых прядей $\pm 69^\circ$, $\pm 50^\circ$ без продольных прядей. В таблице 1 представлены основные структурные параметры образцов. В схемах армирования индексы пропорциональны объему волокон в каждом слое с одинаковым направлением волокон, углы – относительно продольной оси OX. Далее приведены: N – количество проходов при плетении, \bar{h} – средние значения толщины по результатам измерений в 7-10 точках каждого образца с последующим осреднением по образцам с одной и той же схемой армирования, \bar{h}_Σ – условная толщина всех волокон [1] (толщина волокон при условии распределения их по поверхности образца без зазоров), v_f^v – процентное объемное содержание волокон. Образцы испытаны на растяжение до разрушения. Полоски с криволинейным поперечным сечением испытаны с использованием специальных накладок, кольцевые образцы – с использованием полудисков.

Вторыми объектами исследований являлись трубчатые образцы с подкреплением кольцевой намоткой на концах [3]. Эти образцы изготовлены с использованием тех же компонентов, что и предыдущие, имели внутренний диаметр 60 мм, углы укладки прядей в винтовых слоях $\pm 60^\circ$. Часть образцов были изготовлены с продольными жгутами, часть – без них. Основные структурные параметры даны в таблице 2. Образцы испытаны на растяжение, сжатие в осевом направлении и растяжение в окружном направлении.

Деформации при испытаниях всех образцов измерялись тензодатчиками. На каждом образце приклеивались не менее трех продольных и не менее двух поперечных датчиков, что позволяло давать оценку однородности поля деформаций в рабочей части образца и определять модули упругости и коэффициенты Пуассона.

Табл. 1. Основные структурные параметры образцов – полосок и колец

№ оболочки	Схема армирования	N	\bar{h} , мм	\tilde{h}_{Σ} , мм	V_f^V , %
1	$0_{0,16}/\pm 69_{0,455}$	10	2.91	1.07	36.7
2	$0_{0,13}/\pm 81_{0,832}$	8	2.44	2.00	73.4
3	$0_{0,29}/\pm 50_{0,454}$	18	2.66	1.20	45.1
4	$\pm 69_{0,59}$	13	1.88	1.18	62.8
5	$\pm 50_{0,454}$	22	2.00	1.11	55.6

Табл. 2. Основные структурные параметры трубчатых образцов

Тип образца	Схема армирования	N	\bar{h} , мм	\tilde{h}_{Σ} , мм	V_f^V , %
1	$0_{0,21}/\pm 60_{0,42}$	6	2,30	1.06	46
2	$\pm 60_{0,42}$	6	1.49	0.86	58

По виду диаграмм деформирования определялись напряжения нарушения монолитности [4] как напряжения, соответствующие существенному уменьшению жесткости. Эти напряжения определялись по результатам кусочно-линейной аппроксимации диаграмм деформирования [4].

Результаты испытаний

На рисунке 1 представлены диаграммы деформирования для некоторых из образцов - полосок, а на рисунке 2 – диаграммы деформирования для всех испытанных на растяжение трубчатых образцов. На начальных участках нагружения определялись характеристики упругости. Для существенно нелинейных диаграмм определялись напряжения нарушения монолитности σ_{nm} по результатам кусочно-линейной аппроксимации, как это показано на первом из рис. 1.

Средние характеристики разрушения и коэффициенты вариации для них для групп образцов с одинаковой структурой [2, 3] приведены в таблице 3.

Результаты расчетов и сравнение с результатами испытаний

Для расчетов использована программа послойного анализа [5]. Здесь многослойный композит рассматривается как пакет однонаправленных слоев с различными направлениями волокон при плоском напряженном состоянии. Основные гипотезы:

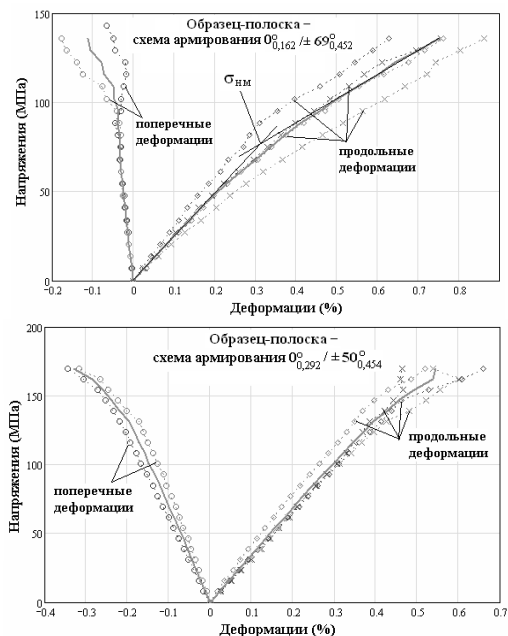


Рис. 1. Диаграммы деформирования по показаниям тензодатчиков (значки) и средние (сплошные линии).

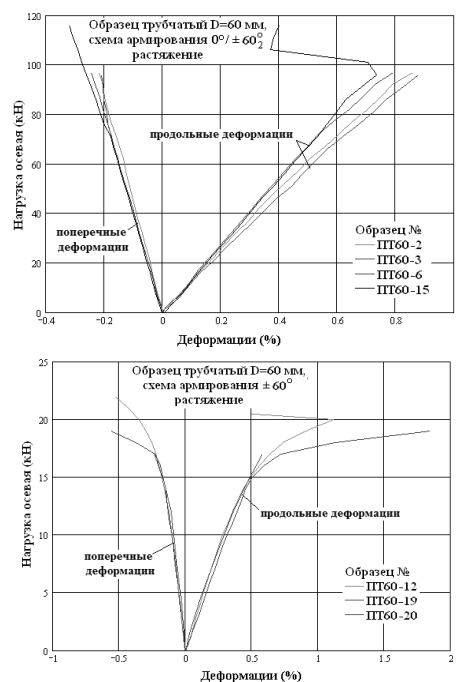


Рис. 2. Диаграммы деформирования по средним продольным и средним поперечным деформациям трубчатых образцов

деформации в одном и том же направлении постоянны по толщине; напряжения в слоях и средние напряжения в пакете подчиняются условиям равновесия; причинами изменения средних характеристик жесткости пакета могут являться только нарушения монолитности (растрескивание) в одном или нескольких слоях.

Исходными данными для расчетов являются характеристики упругости и прочности однонаправленного слоя.

Таблица 3. Характеристики разрушения

Тип образца	Схема армирования	Прочность, МПа / коэффициент вариации, %		
		F_{+x}	F_{-x}	F_{+y}
Полоски, кольца	$0_{0.16}/\pm 69_{0.455}$	113 / 19,1	-	417 / 7,7
	$0_{0.13}/\pm 81_{0.832}$	93,5 / 11,3	-	684 / 9,6
	$0_{0.29}/\pm 50_{0.454}$	238 / 8,6	-	174 / 2,0
	$\pm 69_{0.59}$	28,4 / 5,2	-	423 / 11,1
	$\pm 50_{0.454}$	55,2 / 3,2	-	125 / 15,8
Трубки	$0_{0.21}/\pm 60_{0.42}$	230 / 10,3	158 / 21,5	480 / 7,5
	$\pm 60_{0.42}$	71,2 / 4,1	125 / 17,1	639 / 17,4

В качестве критерия прочности слоя используется критерий максимальных напряжений. Пакет считается разрушившимся, если в одном из слоев достигнут предел прочности вдоль волокон или матрица жесткости пакета стала близкой к сингулярной.

Характеристики упругости слоев были определены по результатам испытаний полосок и колец с использованием метода идентификации [2], причем считалось, что продольные и винтовые имеют разные характеристики. Получены следующие значения характеристик упругости слоев:

для условного продольного слоя
 $E_1 = 100$ ГПа, $E_2 = 1$ ГПа, $G_{12} = 0,5$ ГПа, $\nu_{12} = 0,05$;

для условного винтового слоя
 $E_1 = 95$ ГПа, $E_2 = 7,85$ ГПа, $G_{12} = 5,85$ ГПа, $\nu_{12} = 0,28$.

Следует отметить, что для условного продольного слоя приведены необычно маленькие значения для E_2 , G_{12} , ν_{12} , что соответствует малой связи между собой продольных жгутов. Расчеты показывают [2], что наилучшее соответствие расчетных и экспериментальных характеристик упругости образцов – полосок и колец наблюдается при величинах E_2 , G_{12} , ν_{12} продольного слоя, существенно меньших, чем соответствующие характеристики винтового слоя.

Для приведенных значений характеристик упругости слоев были проведены расчеты по определению характеристик прочности с использованием [5]. Характеристики прочности слоев выбирались так, чтобы обеспечить наилучшее соответствие экспериментальных (таблица 3) и расчетных значений всех характеристик прочности.

На рис. 3 приведено сравнение результатов расчета и эксперимента. Здесь по оси ординат - отношение расчетного значения к экспериментальному для каждой характеристики – черные столбики. Белые столбики отражают уровень экспериментальных значений. Цифры в первой строке под осью абсцисс указывают на номер и тип структуры, к которой относится характеристика: п – полоска, к – кольцо, т – трубка, цифра – номер структуры в таблицах 1 и 2. Во второй строке – тип характеристики (таблица 3). В третьей строке – какая характеристика условного слоя явилась причиной разрушения пакета: «+1» и

«-1» - растяжение и сжатие вдоль волокон, «+2» и «-2» - растяжение и сжатие поперек волокон, «12» - сдвиг. Верхний индекс указывает на тип слоя: «0» - продольный, «ф» - винтовой.

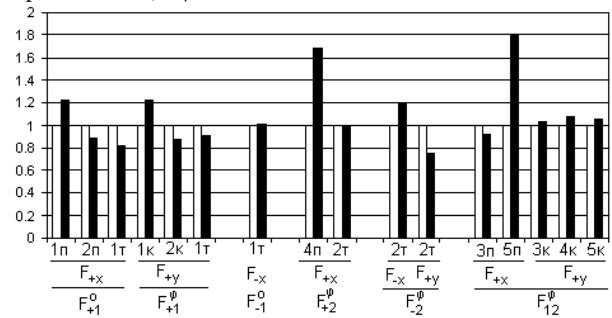


Рис. 3. Сравнение относительных расчетных и экспериментальных характеристик прочности

Приведенные данные показывают, что отличия от экспериментальных значений существенно превышают разбросы экспериментальных данных только для F_{+x} полосок $\pm 69_{0.59}$ и $\pm 50_{0.454}$. Эти образцы обладают повышенной повреждаемостью при подготовке к испытаниям и часто разрушаются при меньших напряжениях в слоях, чем реализуются при разрушении в других структурах.

Приведенные расчеты выполнены при характеристиках прочности винтовых слоев:

$F_{+1} = 650$ МПа, $F_{-1} = 550$ МПа, $F_{+2} = 35$ МПа,
 $F_{-2} = 120$ МПа, $F_{12} = 55$ ГПа.

Для продольных слоев использовались только $F_{+1} = 650$ МПа, $F_{-1} = 550$ МПа.

Полученные результаты показывают, что по-слойный анализ позволяет прогнозировать с удовлетворительной точностью прочность структур, изготовленных методом плетения.

1. Смердов А.А., Таирова Л.П. Особенности определения толщины однонаправленного слоя - номинальной и измеренной, влияние этих особенностей на прогнозирование свойств слоистого композитного материала // Труды Второй международной конференции "Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций", 18-20 октября 2016. Москва, ИМАШ РАН. С. 187-189

2. Смердов А.А., Таирова Л.П., Тимофеев И.А., Грачев Ф.А. Расчетные и экспериментальные исследования характеристик плетеных и объемно-тканых структур на основе углеродных волокон. // VI Международная конференция «Функциональные наноматериалы и высококачественные вещества». Суздаль. 3-7 октября 2016 г. / Сборник материалов. – М.: ИМЕТ РАН, 2016. С. 185-186

3. Смердов А.А., Таирова Л.П., И.А. Тимофеев Экспериментальные исследования трубчатых образцов на основе плетеных цельнотканых многослойных каркасов из углеродных волокон с полимерной, углеродной и керамической матрицей // Конструкции из композиционных материалов. – 2018. – № 2. – с. 52-59

4. Смердов А.А., Таирова Л.П., Думанский А.М. Комплексные экспериментальные исследования деформативных и прочностных свойств композитов для отсеков и обтекателей РН // Вестник МГТУ им. Баумана, сер. Машиностроение, спец. выпуск «Крупногабаритные космические конструкции и материалы для перспективных ракетно-космических систем», 2012, с.116-123

5. Ziniviev P. A., Grigoriev S.V., Tarakanov A.I., Lebedeva O.V. Strength Analyzer of Multilayered Hybrid Composites (STRAN) Software and User's Manual. - Technomic Publishing Company Lancaster, U.S.A. 1995, 35 p.

ВЫЧИСЛЕНИЕ МОДАЛЬНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ СКОРОСТИ ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ЭНЕРГИИ В ПОДКРЕПЛЕННОЙ КОМПОЗИТНОЙ ПАНЕЛИ С РАССЛОЕНИЯМИ НА ИНТЕРФЕЙСНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ И В СТРИНГЕРЕ

Тимонин А.М.*

Москва, Россия; *alexander.timonin@progresstech.ru.

Аннотация: С использованием метода конечного слоя для типичных расслоений в подкрепленной композитной панели вычислены значения модальных составляющих скорости высвобождения энергии G_I , G_{II} и полное значение G_T . Дана оценка точности результатов путем сравнения значений G_T , полученных с использованием пиковых напряжений и разрывов перемещений в вершинах трещин и полученных численным дифференцированием внутренней энергии по длине трещины.

Ключевые слова: панель, стрингер, расслоение, скорость высвобождения энергии, метод конечного слоя, задача краевая, система уравнений жесткая.

Постановка задачи

Рассмотрена плоская композитная панель, подкрепленная набором продольных симметричных Т-стрингеров (рис. 1). Стенка панели и полки стрингеров образованы последовательной укладкой разно-ориентированных слоев однонаправленного композита и в итоге состоят из трех ортотропных слоев (рис. 2). Суммарная толщина трехслойной стенки $H = 6.5$ мм. Каждый слой представляет собой пакет из одиннадцати слоев со схемой укладки $[+45/0/-45/0_2/90]_S$.

Приведенные механические характеристики пакета:

$$E_1 = 92.77 \text{ ГПа}, E_2 = 32.42 \text{ ГПа}, E_3 = 8.25 \text{ ГПа},$$

$$G_{23} = 4.37 \text{ ГПа}, \nu_{21} = 0.433, \nu_{31} = \nu_{32} = 0.32.$$

Здесь E_i, G_{ij}, ν_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$), $E_i \nu_{ij} = E_j \nu_{ji}$ – модули упругости и коэффициенты Пуассона ортотропного материала. Индексы 1, 2, 3 соответствуют направлениям осей системы координат, совпадающей с осями x, y, z на панели и горизонтальных частях стрингера и соответствующим образом повернутой на скругленных и вертикальных частях.

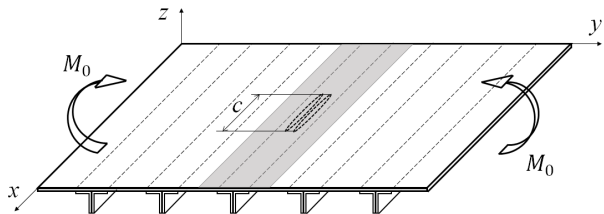


Рис. 1. Подкрепленная панель с расслоениями.

Панель в процессе эксплуатации подвергается комбинированному воздействию, вызывающему растяжение-сжатие, изгиб, сдвиг и кручение. Здесь рассмотрен один из вариантов нагружения – изгиб панели равномерно распределенными вдоль продольных кромок моментами M_0 . В панели имеются локальные расслоения (трещины) между стенкой и полками стрингера или/и внутренние расслоения в скругленной части стрингера. В дальнейшем анали-

зе предполагается, что эти расслоения (дефекты) симметрично расположены на повторяющемся элементе панели (затемненная область на рис. 1). Размер c области расслоения в продольном направлении предполагается достаточно большим по сравнению с поперечными размерами стрингера и малым по сравнению с продольным размером панели. Это позволяет напряженное состояние в среднем сечении зоны расслоения считать плоским и взять расчетную область в виде конструктивного элемента, состоящего из двух симметричных L-частей стрингера и стенки панели и имеющего единичную ширину в направлении оси x (рис. 2). В силу симметрии расчет проводился только для половины элемента между сечениями A и B . По срединным линиям крайних слоев в сечении A прикладывалась горизонтальная пара сил, статически эквивалентная моменту $M_0 = 1$ кН/мм. Длины прямолинейных участков, обозначенных на рис. 2 римскими цифрами, равны $L_I = 22.5$ мм, $L_{II} = 5$ мм, $L_{III} = 30.5$ мм,

$$L_{IV-VI} = 9.5 \text{ мм}, L_{VII} = 5 \text{ мм}, L_{VIII} = 40 \text{ мм}.$$

Угловые размеры трещины в скруглении стрингера

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \pi/8.$$

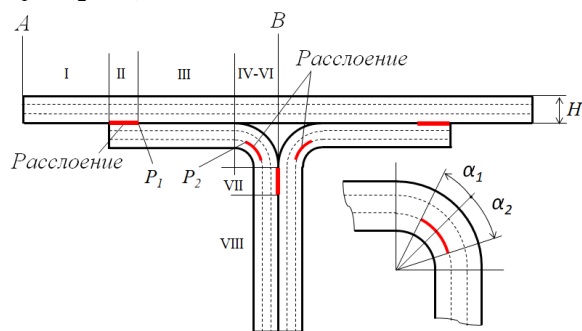


Рис. 2. Расчетная область.

Расслоения в указанных на рис. 2 местах могут появиться как на этапе изготовления панели, так и в процессе эксплуатации при наличии критических напряжений. Расчет поперечных нормальных и касательных напряжений в слоях, а также интерфейс-

ных напряжений на скрепленных участках деталей рассматриваемого конструктивного элемента без расслоений приведен в работе [1]. Расчет выполнен с использованием метода конечного слоя [2], примененного для конструкций с частично скрепленными слоями различной длины и геометрии. Показано, что условия равновесия каждой детали под действием найденных интерфейсных напряжений строго выполняются, а поперечные нормальные и касательные напряжения определены с достаточной для инженерных расчетов точностью. В данной работе метод конечного слоя используется для вычисления модальных составляющих скорости высвобождения энергии (СВЭ), соответствующих растяжению перпендикулярно плоскости трещины – G_I , сдвигу в плоскости трещины в направлении, перпендикулярном ее фронту, – G_{II} и для определения полного значения $G_T = G_I + G_{II}$. Эти данные необходимы для последующей оценки возможности роста трещины при действии заданных нагрузок.

Расчет значений G_I , G_{II} и G_T

Расчет рассматриваемого элемента конструкции как при отсутствии, так и при наличии расслоений, сведен к решению краевой задачи для «жесткой» системы линейных обыкновенных дифференциальных уравнений первого порядка. В результате расчета получен полный набор функций, определяющих напряженно-деформированное состояние элемента, включая распределения напряжений на лицевых поверхностях слоев и перемещения этих поверхностей. В работах [3–5] показано, что пиковые значения напряжений и разрывы перемещений в вершинах расслоений могут быть использованы для получения достоверных оценок модальных составляющих СВЭ (способ 1) без применения техники виртуального закрытия трещины. Там же дано сравнение полученных результатов с известными аналитическими решениями, стандартом ASTM и с результатами конечно-элементных расчетов. Использование уточненной модели деформирования многослойного пакета, основанной на теории ортотропных оболочек, учитывающей поперечные нормальные и касательные напряжения и изменение нормального перемещения по толщине [6], а также высокая точность решения краевой задачи методом Годунова-Григоренко [7, 8], дают возможность достаточно точно вычислять внутреннюю энергию деформации конструктивного элемента. Это позволяет затем определить полное значение СВЭ численным дифференцированием внутренней энергии по длине трещины (способ 2). В таблице для двух возможных мест расслоения (рис. 2): на поверхности соединения полки стрингера и стенки панели (точка P_1) и в зоне скругления стрингера (точка P_2), приведены модальные составляющие и полные значения СВЭ,

полученные двумя указанными способами (см. верхний индекс в скобках). Там же показано отличие результатов способа 1 относительно значений, полученных численным дифференцированием внутренней энергии, которые приняты за эталон, хотя также содержат некоторую вычислительную погрешность.

Точка	P_1	P_2
$G_I^{(1)}$, кДж/м ²	0.3295	0.0444
$G_{II}^{(1)}$, кДж/м ²	0.4495	0.0336
$G_T^{(1)}$, кДж/м ²	0.7790	0.0780
$G_T^{(2)}$, кДж/м ²	0.7393	0.0696
$\frac{G_T^{(1)} - G_T^{(2)}}{G_T^{(2)}}$, %	5.4	12.0

Представленная здесь сравнительная оценка точности получена для случая разделения конструкции на шесть слоев при проведении расчетов и показывает, что результаты находятся на границе требуемого уровня инженерной точности. Для дальнейшего повышения точности необходимо увеличить число слоев при расчетах.

1. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Расчет интерфейсных напряжений в композитной панели, подкрепленной Т-стрингерами // Механика Композит. Матер. – 2018. – Т. 54, № 3. – С. 527 – 542.
2. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоений композитов. Ч. 1. Линейные задачи // Механика Композит. Матер. – 2013. – Т. 49, № 3. – С. 339 – 356.
3. Timonin A.M. Evaluation of the Strain Energy Release Rate using the Finite-Layer Method // Abstracts of the First International Conference on Mechanics of Composites. – New York: Stony Brook University, 2014. – p. 93.
4. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Точные численные и аналитические вычисления скорости высвобождения энергии для образцов из однонаправленного композита при испытаниях по схемам двойной консольной балки и трехточечного изгиба // Механика Композит. Матер. – 2016. – Т. 52, № 4 – С. 665 – 690.
5. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Расчет напряжений и модальных составляющих скорости высвобождения энергии на срединной плоскости образцов с краевыми расслоениями // Механика Композит. Матер. – 2016. – Т. 52, № 5. – С. 831 – 856.
6. Тимонин А.М. Новая уточненная теория ортотропных оболочек и ее применение в методе конечного слоя // Труды Второй международной конференции “Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций”. – Москва: ИМАШ РАН, 2016. – 226 с.
7. Годунов С.К. О численном решении краевых задач для систем линейных обыкновенных дифференциальных уравнений // Успехи математ. наук. – 1961. – 16, № 3. – С.171 – 174.
8. Григоренко Я.М. Изотропные и анизотропные слоистые оболочки вращения переменной жесткости. – Киев: Наукова думка, 1973. – 228 с.

ПЕРСПЕКТИВЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ МАТЕРИАЛА КЕРАМИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ МЕТОДОМ

Типикин М.Е., Минин С.И., Терехин А.В., Хамицаев А.С., Староверов А.А.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина»
249031, Калужская область, г. Обнинск, Киевское ш., 15.

Изделия из конструкционной керамики нашли широкое применение в таких отраслях промышленности как: ракетно-космическая техника, самолетостроение, энергетика.

В процессе эксплуатации на элементы конструкций из керамики действует большое количество внешних нагрузок: собственный вес, пульсации давления, температурные напряжения, вибродинамические нагрузки. В результате в изделии из стеклокерамики возникают напряжения, которые при определенной величине, складываясь с эксплуатационными, могут привести к разрушению изделия. Тензометрический, магнитный, рентгеновский методы измерения остаточных напряжений не приемлемы для стеклокерамических материалов и не технологичны.

Практически единственным методом, позволяющим оперативно проводить измерение напряженного состояния стенок керамических изделий является акустический метод, основанный на измерении скорости, амплитуды и частоты акустического сигнала при прохождении его через контролируемую среду. Упругая волна, распространяющаяся в твердом теле, характеризуется амплитудой колебаний, их фазой и частотой, векторами распространения и поляризации. Высокая проникающая способность ультразвуковых колебаний обусловила широкое использование ультразвука при исследовании конструкционных материалов.

По зависимости скорости и затухания ультразвуковых волн в материале от его состава, структуры и преимущественной ориентации кристаллов определяют упругие и прочностные характеристики. Измерение скорости продольных и поперечных волн в поликристаллических материалах дает возможность получить численные значения модулей упругости, а в монокристаллических – констант упругой анизотропии. Метод акустоупругости позволяет отдельно определять главные напряжения не только в моделях, но и непосредственно в конструкциях без дополнительных процедур разгрузки.

В твердых телах можно возбудить различные виды колебаний. При приложении к изотропному материалу нагрузки вдоль определенного направления возникает искусственная анизотропия его упругих свойств. При распространении в таком материале произвольной продольной волны в направлении, перпендикулярном приложенному напряжению, образуются две чисто продольные волны со взаимно перпендикулярными векторами поляризации (наблюдается двойное лучепреломление). При этом направление поляризации одной волны параллельно направлению приложенной нагрузки, а другой перпендику-

лярно этому направлению. Распространяющиеся волны имеют разные скорости, поэтому по мере прохождения толщину материала меняется разность их фаз. Если продольная волна распространяется вдоль приложенного напряжения, то двойного лучепреломления не происходит. В этом случае напряжение можно определить только путем сравнения скоростей продольных волн до и после приложения нагрузки.

Одноосное напряжение в твердом теле может быть определено: по разности фаз волн, образовавшейся в результате двойного лучепреломления, по различию скоростей распространения упругих волн в двух взаимно перпендикулярных направлениях, по изменившемуся значению скорости распространения или затухания упругих волн.

Для определения плоского напряженного состояния изделия наиболее удобно использовать волны, распространяющиеся по нормали к плоскости действия напряжений. В изотропном материале без напряжений скорость распространения продольной волны будет одна и та же при любой ориентации плоскости ее поляризации. Акустическая анизотропия напряженного материала проявляется в запрете на линейную поляризацию тех продольных волн, которые на входе в среду не поляризованы вдоль направлений действия главных напряжений. Разность скоростей продольных волн будет пропорциональна разности главных напряжений. Установлено также, что амплитуда ультразвуковой волны уменьшается при напряжениях растяжения и увеличивается при напряжениях сжатия, т.е. существует зависимость амплитуды от величины и знака напряжений. Более сильная зависимость наблюдается при напряжениях сжатия.

Метод акустоупругости позволяет измерять как одноосные, так и двухосные напряжения растяжения – сжатия, усредненные по объему прозвучивания (толщина материала, умноженная на площадь датчика). Направления главных напряжений в изотропном материале легко определяются вращением преобразователя продольных волн, по отсутствию их двулучепреломления. Если нет возможности определять начальные параметры непосредственно (материал уже напряжен), то существует возможность найти величины напряжений косвенными способами, т.к. скорости упругих волн в ненапряженном материале – величины физически реальные и имеют конкретное значение.

Ультразвуковой метод измерения остаточных напряжений, реализованный на основе теории акустоупругости, позволяет оперативно измерять напряжения с относительно небольшими материальными затратами.

ИСПЫТАНИЕ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ УДАРНУЮ ПРОЧНОСТЬ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ С РЕГУЛИРУЕМОЙ ЧАСТОТОЙ, ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТЬЮ И АМПЛИТУДОЙ УДАРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Троицкий О.А.^{1*}, Скворцов О.Б.^{1,2}

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия; *oatroitsky@mail.ru;

² Научно-технический центр «Завод балансировочных машин», Москва, Россия.

Аннотация: Рассмотрена возможность создания мобильного стенда для формирования последовательностей ударных механических воздействий с управляемой амплитудой, частотой и длительностью. Формирование механических колебаний в металлических проводниковых элементах позволяет обеспечить работу стенда при повышенных температурах.

Ключевые слова: испытания, импульсные токи, вибрация, удар, циклическая прочность.

Введение

Ударные взаимодействия часто встречаются при эксплуатации оборудования и могут оказывать существенное влияние на конструктивные элементы этого оборудования [1]. Испытания на ударную прочность являются темой значительного числа публикаций [2, 3] поскольку обеспечение устойчивости к ударным нагрузкам часто является фактом, ограничивающим возможности широкого применения композитных материалов. Распространенным методом неразрушающего контроля является использование ударного возбуждения колебаний конструкции с определением оценки резонансной частоты [4]. Для испытания материалов на многократные ударные нагрузки предлагается использовать устройства, основанные на возбуждении механических колебаний в металлическом ударнике при пропуске через него импульсных токов.

Методика выполнения диагностических измерений

Многократные ударные взаимодействия двух тел с повторяемыми параметрами обеспечить достаточно сложно. Сила и длительность ударного процесса зависят от ряда параметров. Длительность τ удара двух тел с массами m_1 и m_2 , имеющих скорость относительно друг друга V_0 , модули Пуассона ν_1 и ν_2 , модули Юнга E_1 и E_2 , для радиуса соприкосновения во время удара R [5]:

$$\tau = 4,531 \sqrt[5]{\left[\frac{m_1 \cdot m_2}{m_1 + m_2} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) \frac{1}{\pi \sqrt{V_0 R}} \right]^2} \quad (1)$$

Проведение испытаний на устойчивость к ударам часто также требует поддержание заданного температурного режима. Обеспечить возбуждение ударного колебательного процесса для таких испытаний можно используя эффект возникновения ударного процесса в проводнике при пропускании через него импульсного тока [6-11]. Изменение амплитуды импульсного тока обеспечивает перестройку амплитуды ударного колебания в широком диапазоне значений. Плавную перестройку амплитуды также можно обеспечить за счет изменения длительности импульса тока. Максимальная дли-

тельная амплитуда при этом обеспечивается в случае совпадения длительности импульса с значением полупериода собственной частоты колебаний ударного стержня.

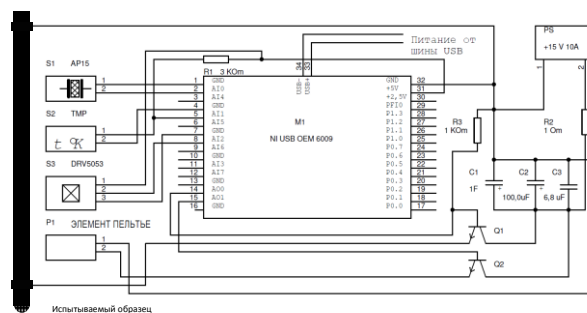


Рис. 1. Структурная схема устройства возбуждения ударных импульсов.

Характерные параметры вибрационного отклика, такие как изменение периода, амплитуды или декремента затухания, измеряемые с использованием малогабаритного акселерометра, установленного на испытываемом изделии, позволяют определить момент критической стадии повреждения [12-15].

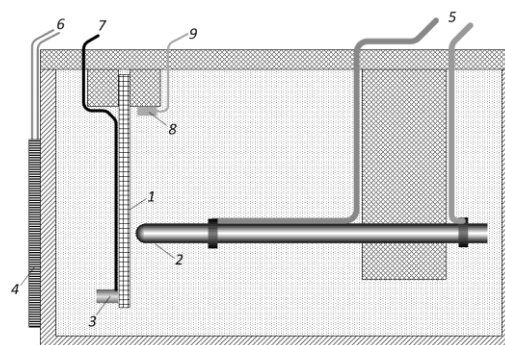


Рис. 2. Схема установки для испытания композитного материала (1) на ударные циклические нагрузки в камере термостатирования. Проводник (2) – колебания которого возбуждают импульсами тока, акселерометр (3), элемент Пельтье (4), шины питания импульсным током (5), питание терморегулятора (6), датчик температуры (8).

При действии импульса электрического тока в энергию механических колебаний преобразуется относительно малая часть электрической энер-

гии [16].

Примеры структурных схем формирователя импульсов тока и сбора данных с датчиков, а также схемы устройства приведены на рис. 1 и 2. Параметры импульса тока и обработка сигналов с датчиков при этом могут контролироваться программой с переносного компьютера. Общее потребление при генерации повторяемых тестовых импульсов тока с амплитудой до 1000 А и длительностью порядка 100 мкс относительно мало и возможно от вторичного сетевого источника питания или от встроенного источника модуля ввода/выводы NI USB 6009. Если система включает в себя средства поддержания заданной температуры на основе элементов Пельтье, необходимо использовать сетевое питания.

Для контроля формы тока использованы датчики магнитного поля. Такие датчики используют эффект Холла и могут быть бесконтактными. Датчик контроля температуры также может быть бесконтактным. Более удобно расположить эти датчики вблизи ударного элемента, через который пропускают импульсный ток [17]. Высокочастотные пьезоэлектрические акселерометры, например типов АП15, АП16 или АП19 могут быть закреплены на испытываемом образце, как показано на рис. 2.

Импульсный ток можно использовать и для нагревания термостатируемого объема, а механическое воздействие можно усиливать используя пакеты импульсов [17]. Для возбуждения максимальной амплитуды механического удара необходимо поддерживать заданное время интервала между начальными моментами фронтов импульса тока. Симметричный характер отклика на действие переднего и заднего фронтов позволяет выбирать при этом в качестве параметра, как длительность импульса, так и интервал между окончанием одного импульса и началом следующего. Это позволяет независимо поддерживать уровень ударных нагрузок и выделения тепла.

На рис. 3 представлены зависимости размаха виброперегрузки (вибронегрузки) от интервала времени между соседними фронтами одного или соседних импульсов. Такой размах характеризует ускорение, действующее во время удара в единицах земного ускорения g .

Размах колебаний при определении резонансной частоты не критичен, что позволяет контролировать выполнение испытаний в условиях больших амплитуд на резонансе с удовлетворительной точностью. Зависимость виброперегрузки при разных значениях длительности импульса тока носит сложный характер. Такая зависимость имеет максимумы и минимумы. Желательно выбрать длительность импульса тока, обеспечивающую получение максимального размаха.

Контроль температуры, напряжения, тока и вибрации – виброперегрузки по сигналу с пьезоэлектрического акселерометра также существенно упрощает контроль процесса испытаний. Высокое

входное сопротивление модуля (около 150 КОм) позволяет принимать сигнал непосредственно с пьезоэлектрического акселерометра.

На частотах менее 1 КГц имеется снижение амплитудно-частотной характеристики, но оно не оказывает существенного влияния на результаты, так как резонансные частоты имеют большую величину. Спад АЧХ в области нижних частот обеспечивает снижение влияния наводок и помех с промышленной частотой. Если необходимо контролировать низкие частоты пьезоэлектрический акселерометр может быть подключен через согласующий усилитель или в качестве датчика ускорения можно применить датчик с встроенной электроникой, например датчик с интерфейсом I2C.

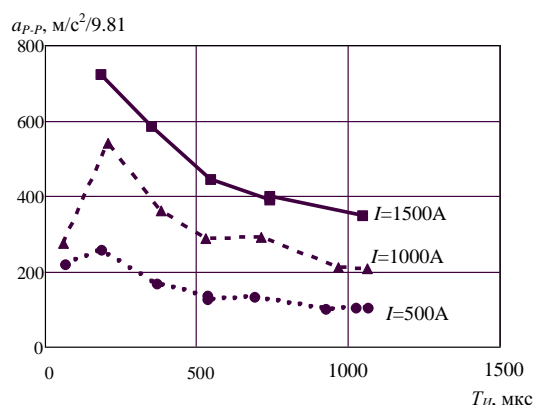


Рис. 3. Зависимость размаха виброперегрузки $a_{p,p}$ от длительности T_{II} импульса тока или интервала между импульсами.

Как показали исследования [18, 19], в качестве признаков для определения приближения момента разрушения контролируемого материала, можно использовать не только контроль размаха колебаний, но и значения резонансных частот, а также значение логарифмического декремента затухания колебательного виброакустического процесса, возбуждаемого пропускаемым импульсным током. При оценке значения резонансных частот можно использовать как вычисление спектров вибрационных сигналов с датчиков вибрации, так и использовать непосредственное измерение периода колебаний по сигналу вибрации. При выполнении таких измерений обеспечивается существенное превышение полезного сигнала над уровнем помех и шумов.

Выводы.

Возбуждение ударных воздействий на испытываемый материал с использованием возбуждения механических колебаний импульсом тока, пропускаемого через металлический элемент, позволяет существенно упростить конструкцию электродинамического вибратора и получить возможность проведения испытаний на сравнительно высоких частотах. Такая конструкция обеспечивает возможность испытаний на вибрационную прочность, в том

числе на многоцикловую и гигацикловую усталость за сравнительно небольшое время. Режим испытаний можно легко настроить на требуемые параметры механического воздействия подстройкой характеристик электрических импульсов. Простая и надежная конструкция возбудителя механических колебаний обеспечивает возможность выполнения испытаний в расширенном температурном диапазоне.

Список литературы

1. Пановко Я.Г. Введение в теорию механического удара // Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука». М.: 1977. – 224 с.

2. Navaranjan N., Neitzert T. Impact strength of natural fibre composites measured by different test methods: A review // MATEC Web of Conferences V.109. 01003. 2017. – 7 p.

3. Saniei S.M., Mashrofeh H., Hadizadeh M/ An investigation into low-velocity impact resistance and tensile strength of aluminium-glass fabric hybrid composite // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. V.254. 2017. – P.1-7.

4. Alsalaet J. Vibration Analysis and Diagnostic Guide // College of Engineering, University of Basrah, 2010. – 66 с.

5. Байков А.Ю., Павлов С.В., Гуляева Н.А. Оптимизация ударной системы при виброакустическом контроле многослойных конструкций подземных сооружений городского строительства // Горный информационно-аналитический бюллетень – № 5. 2006. С.127–132.

1. 6. Troitskiy, O.A., Skvortsov, O.B., Stashenko, V.I. Generation of mechanical vibrations in metal samples by the use of the pinch effect // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, v.218. 2017. – P.1–6.

2. 7. Сташенко В.И., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. Вибрация в металлических образцах при пропускании импульсного тока. // Научные труды V-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». – М. Издательский дом «Спектр», 2017. – С. 274-276.

3. 8. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. Возбуждение виброакустических колебаний в проводниках импульсными токами. // Колебания и волны в механических системах. Материалы международной научной конференции. Под ред. Р.Ф. Ганиева. 2017. – С.131-132.

4. 9. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б., Правоторова Е.А. Формирование виброакустических колебаний в металлических образцах при пропускании импульсов тока. // Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Труды четвертой Всероссийской научно-технической конференции, М.: Изд-во ИМАШ РАН, 2017. – С.58.

5. 10. Правоторова Е.А., Троицкий О.А., Скворцов О.Б. Оценка параметров виброакустических процессов создаваемых в металлах импульсными токами. // Научные труды V-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». – М. Издательский дом «Спектр», 2017. – С. 224-226.

6. 11. Троицкий О.А., Правоторова Е.А., Сташенко В.И., Скворцов О.Б. Анализ закономерностей вибрационного отклика на возбуждение виброакустических процессов в проводниках от действия импульсного тока. // Перспективные технологии консолидации материалов с применением электромагнитных полей. 6-ой научный семинар. Тезисы докладов. 24-26 октября 2017 г., М.: 2017. – С.76–77.

7. 12. Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Сташенко В.И., Правоторова Е.А. Динамическое возбуждение колебаний в металлических проводниках при пропускании импульсных токов. // Современные тенденции развития науки и технологий, № 1-1, 2017. – С.137–139.

8. 13. 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.59–62.

9. 14. Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Сташенко В.И., Правоторова Е.А. Генерирование ударных колебательных процессов в металлических проводниках при пропускании импульсного тока. // 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.443–445.

10. 15. Сташенко В.И., Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Правоторова Е.А. Управление параметрами механических колебаний, генерируемых пропусканием 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.

16. Troickij O.A., Skvorcov O.B., Pravotorova E.A., Stashenko V.I. Analysis of the Relationships for the Vibrational Response to the Excitation of Vibro-Acoustic Processes in Conductors from the Action of a Pulsed Current // 15th International School-Conference “New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application”, KnE Materials Science. 2017. – P.611–620.

17. Troickij O.A., Skvorcov O.B., Stashenko V.I. Ultrasonic Vibroacoustic Processes, Excited by Heating by Impulse Currents of Metals” in 15th International School-Conference “New materials – Materials of innovative energy: development, characterization methods and application”, KnE Materials Science. 2017. P.621–628.

18. Скворцов О.Б., Троицкий О.А., Сташенко В.И., Правоторова Е.А. Методика оценки виброакустических процессов электропроводящих элементов электромеханического оборудования // Инженерно-физические проблемы новой техники / сборник материалов XIII Всероссийского семинара-совещания. – М.: НИИ ИУ МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2018. – С.143-147.

19. Правоторова Е.А., Троицкий О.А., Скворцов О.Б., Сташенко В.И. Выбор параметров оценки виброакустических и электрических пространственных векторных величин при импульсном воздействии электрического тока на электропроводящие материалы // Инженерно-физические проблемы новой техники / сборник материалов XIII Всероссийского семинара-совещания. – М.: НИИ ИУ МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2018. – С.131-134.

ПРОБЛЕМЫ ГЕРМЕТИЧНОСТИ НАМОТОЧНОГО КОМПОЗИТА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ЕМКОСТИ С ВЫСОКИМ МАССОВЫМ СОВЕРШЕНСТВОМ.

Турусов Р.А.¹, Сергеев А.Ю.², Мемарианфард Х.³

¹ФГБУн Институт химической физики им. Н.Н. Семенова РАН, Москва, Россия

²АО «Композит», г. Королев, Россия

³ФГБОУ ВО «Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет,
Москва, Россия

Аннотация: исследуются проблемы герметичности толстостенных намоточных композитов, установлено, что герметичность зависит от макро- и микронапряжений, возникающих на стадии получения композитного материала, предложен нелинейный численный многомасштабный алгоритм расчета макро- и микронапряжений в намоточном композите. Для моделирования процесса истечения газов через структуру толстостенной оболочки предложена модель композита с дискообразными щелями.

Растущие требования к повышению энергома-
совых характеристик сверхзвуковых летательных
аппаратов и ракетно-космической техники приводят
к необходимости использования конструкций с вы-
соким весовым совершенством. Емкости для хране-
ния и транспортировки газов составляют значи-
тельную часть массы конструкции ракет-носителей.
Для характеристики массового совершенства емко-
стей используют показатель, измеряющийся в кило-
метрах и вычисляемый в соответствии с выражени-
ем:

$$\mu = \frac{P \cdot V}{M} \quad (1)$$

где P – разрушающее давление, кгс/см²; V – объем
емкости, см³; M – масса емкости, кг

Наиболее распространенными конструкциями
баков для хранения газов под давлением на сего-
дняшний день являются конструкции, состоящие из
герметизирующего лайнера и композитной оболочки,
воспринимающей внутреннее давление от газов.

При использовании металлического лайнера ос-
новной проблемой является его усталостное разру-
шение при циклических нагрузках из-за низких зна-
чений предельных деформаций металла. Для увели-
чения ресурса приходится изготавливать композит-
ную оболочку большей толщины, чем это требуется
из условия прочности, поэтому такие емкости ха-
рактеризуются низким показателем массового со-
вершенства (1-5 км).

Использование лайнера из полимера (например,
полиэтилена высокой плотности), имеющего высо-
кую деформативность позволяет получать емкости с
массовым совершенством 10- 11 км. Тонкий поли-
мерный лайнер при постоянном давлении накапли-
вает деформации ползучести. При разгрузке (опо-
рожении) емкости, наружный жесткий слой ком-
позита сжимает лайнер, в результате чего происхо-
дит отслоение оболочки от лайнера. Применение
толстостенных полимерных лайнеров приводит к
снижению массового совершенства и увеличению
внешнего объема емкостей.

Наиболее перспективной конструкцией баков для
хранения газов на сегодняшний день являются без-
лейнерные емкости, полностью состоящие из ком-
позитного материала или включающие в себя пре-
дельно тонкий герметизирующий слой. Такие емко-
сти могут достигать значения массового совершен-

ства 14-18 км.

Герметичность намоточных композитов свя-
зана с макро- и микронапряжениями в толстостен-
ной оболочке. Макронапряжения являются следст-
вием анизотропии термоупругих характеристик ма-
териала и двухсвязности формы цилиндрической
оболочки.

Для получения гарантированно монолитных
(бездефектных) намоточных композитов необходимо
выполнение условия в каждый момент времени его
получения:

$$\sigma_r \leq \sigma_{tr}, \quad (2)$$

где σ_r – радиальные напряжения в намоточном ком-
позите; σ_{tr} – трансверсальная прочность композита.
Для снижения уровня остаточных напряжений и
обеспечения выполнения условия (2) может быть
использован ряд технологических приемов [1-2],
которые предполагают изменение свойств материала,
а также методы, не изменяющие свойства материала.
К первым можно отнести подбор связующего с по-
вышенными релаксационными параметрами, вве-
дение дисперсных наполнителей в связующее, ар-
мирование в трансверсальном направлении, рацио-
нальный выбор формы изделия, изменение угла на-
мотки по толщине стенки. К методам, не изменяю-
щим несущую способность изделия, относят про-
граммируемую силовую намотку в сочетании с по-
слойным отверждением, понижение температуры
полимеризации, отверждение в неоднородном тем-
пературном поле, создание внешнего давления в хо-
де отверждения и охлаждения, метод благоприятных
температурных градиентов при охлаждении, метод
ускоренного охлаждения из-за сильной временной
зависимости трансверсальной прочности.

Микронапряжения, возникающие в полимер-
ной матрице обусловлены различием свойств во-
локна и полимерного связующего и наличием адге-
зионной связи между ними. Процесс полимеризации
связующего сопровождается его усадкой, таким об-
разом при установившейся адгезионной связи мат-
рицы с волокном, связующее оказывается весто-
ронне растянутым, проницаемым для содержащегося
в сосуде газа, т.е. не герметичным. Изменение
напряженно-деформированного состояния на мик-
роуровне влияет на скорость истечения (филтра-
ции) газа через материал [3]. В результате решения
задачи охлаждения толстостенного намоточного

композита установлено, что значение микронапряжений оказывается значительно выше значения макронапряжений [4,5] (рис. 1). Возникающие на микроуровне напряжения способствуют появлению микротрещин, концентрация которых в определенной области приводит к образованию макротрещин, которые в свою очередь и образуют пути для истечения газообразных продуктов.

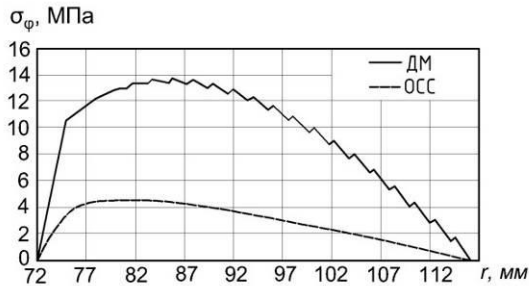


Рис. 1 Распределение окружных напряжений по радиусу однонаправленного намоточного композита при охлаждении. (— дискретная модель; - - - модель ортотропной сплошной среды)

Исследование напряжений и деформаций в толстостенных намоточных композитах на микроуровне, например, с использованием метода конечных элементов (МКЭ) занимает большое количество машинного времени и ресурсов. Для уменьшения времени расчетов предложен нелинейный численный многомасштабный алгоритм для прогноза остаточных напряжений в толстостенном цилиндре из армированных полимеров на макро- и микроуровне. Эффективные физико-механические характеристики композиционного материала определяются с помощью процесса гомогенизации и элементарной ячейки структуры. Таким образом, неоднородный материал заменяется однородным с эффективными физико-механическими свойствами. Периодическая среда рассматривается как сплошная анизотропная среда, в результате чего определяются макроскопические поля температурных напряжений. Затем вычисляются макроскопическое напряжение и поля микронапряжений в элементарной ячейке в интересующей области.

С использованием предложенного метода были решены задачи охлаждения и нагружения толстостенной оболочки в отсутствие оправки и при ее наличии.

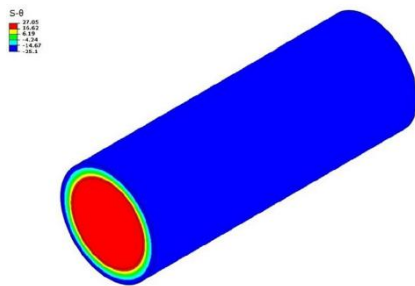


Рис. 2. Распределение остаточных окружных макронапряжений в конце процесса получения цилиндрической заготовки из композита

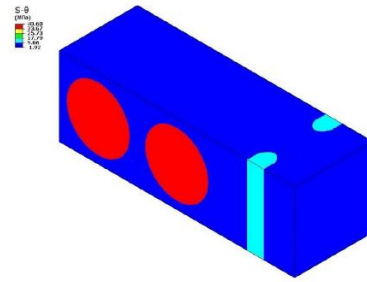


Рис. 3. Распределение окружных микронапряжений в представительном объемном элементе (ПОЭ)

Для моделирования процессов истечения газов сквозь пористую и дефектную (с наличием трещин) структуру толстостенных цилиндров предложена модель композитного материала, в котором совокупность пор и дефектов заменена регулярными дискообразными щелями (рис. 4.) [6,7]. Данная модель хорошо зарекомендовала себя при изучении тел вращения. Условным параметром, характеризующим совокупность пор и трещин, в этом случае является высота дискообразной щели h . С использованием данной модели решены задачи фильтрации связующего при намотке толстостенного композита и задачи фильтрации газа сквозь пористую структуру композитного материала [6,7].

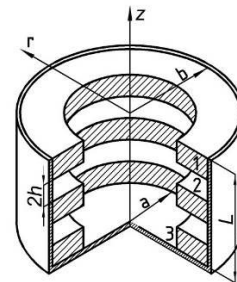


Рис. 4. Модель цилиндрической заготовки с регулярными дискообразными щелями 2 , находящимися между слоями каркаса 1 ; 3 - условная оправка, определяющая направление течения газа

Литература:

1. Дубовицкий А.Я., Турусов Р.А., Коротков В.Н., Рогозинский А.К. Алгоритм оптимизации и оптимальные режимы охлаждения толстостенных изделий из композитных материалов // Механика композитных материалов, №2, 1984, с. 334-340.
2. Турусов Р.А., Коротков В.Н., Рогозинский А.К. Температурные напряжения в цилиндре из композитного материала в процессе его охлаждения и хранения // Механика композитных материалов, 1983, №2. С. 290-295.
3. Kumazawa H., Aoki T., Ishikawa T., Suzuki I. Modeling of propellant leakage through matrix cracks in composite laminates // American Institute of Aeronautics and Astronautics- 2001, №12
4. Турусов Р.А., Мемарианфард Х., Дискретная модель в анализе остаточных напряжений однонаправленных намоточных цилиндров из армированного пластика в процессе охлаждения // Вестник МГСУ, 2015, №1 с. 27-35.
5. Turusov R.A., Memarianfard H. Stress- strain state of thick-walled filament-wound cylinders at the macro-, meso-, and microscales during cooling // Mechanics of the Composite Materials. 2016, V.52, I.3, pp.411-420.
6. Turusov R.A., Rouabhi A. Capillary model of a wound thick-walled cylinder // Mechanics of Composite Materials, 2014, Vol. 50, No 1, p. 65-70.
7. Турусов Р.А., Богачев Е.А., Сергеев А.Ю., Елаков А.Б. Моделирование процесса газовой выделения и фильтрации при получении углеродных каркасов марки Ипресскон // Все материалы. Энциклопедический справочник, 2018, № 8.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ НЕЛИНЕЙНОГО НАСЛЕДСТВЕННОГО СООТНОШЕНИЯ РАБОТНОВА И ЛИНЕЙНОГО СООТНОШЕНИЯ ВЯЗКОУПРУГОСТИ БОЛЬЦМАНА-ВОЛЬТЕРРЫ

Хохлов А.В.

НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; andrey-khokhlov@ya.ru

Аннотация. Представлены результаты цикла работ по аналитическому изучению общих свойств кривых ползучести, релаксации, деформирования (и др.), порождаемых линейным интегральным определяющим соотношением вязкоупругости и физически нелинейным соотношением Ю.Н. Работнова, с произвольными материальными функциями при различных типовых программах нагружения. Проведено сравнение арсеналов возможностей этих соотношений по описанию различных эффектов, наблюдаемых в испытаниях реономных материалов, и границ областей применимости.

Ключевые слова: наследственность, вязкоупругопластичность, диаграммы деформирования, кривые ползучести, релаксации, длительной прочности, коэффициент Пуассона, индикаторы неприменимости.

В цикле статей [1-9] предпринято системное аналитическое исследование свойств базовых теоретических кривых, комплекса моделируемых эффектов, границ области применимости и их маркеров, сфер влияния материальных функций (МФ) и способов идентификации линейного определяющего соотношения (ОС) вязкоупругости

$$\varepsilon_{ij}(t) = e_{ij} + \varepsilon_0 \delta_{ij}, \quad e_{ij}(t) = \frac{2}{3} \Pi s_{ij}, \quad \theta(t) = \Pi_0 \sigma_0, \quad (1)$$

$$\sigma_0 = \sigma_{ii} / 3, \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_0 \delta_{ij}, \quad \theta(t) = 3\varepsilon_0 = \varepsilon_{ii}, \quad t > 0,$$

$$\Pi y = \int_0^t \Pi(t-\tau) dy(\tau), \quad \Pi_0 y = \int_0^t \Pi_0(t-\tau) dy(\tau), \quad (2)$$

с двумя произвольными МФ $\Pi(t)$ и $\Pi_0(t)$ (функциями сдвиговой и объемной ползучести) и физически нелинейного ОС

$$\varepsilon_{ij}(t) = \frac{2}{3} \Phi(L(t)) \sigma(t)^{-1} [\sigma_{ij} - \sigma_0 \delta_{ij}] + \frac{1}{3} \Phi_0(L_0(t)) \delta_{ij}, \quad (3)$$

$L(t) = \Pi \sigma$, $L_0(t) = \Pi_0 \sigma_0$, с четырьмя произвольными МФ $\Pi(t)$, $\Phi(x)$, $\Pi_0(t)$, $\Phi_0(x)$. Здесь $\mathbf{e} = \boldsymbol{\varepsilon} - \varepsilon_0 \mathbf{I}$ и $\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \sigma_0 \mathbf{I}$ – девиаторы тензоров деформаций $\boldsymbol{\varepsilon}(t)$ и напряжений $\boldsymbol{\sigma}(t)$, $\sigma(t)$ и $\varepsilon(t)$ – интенсивности деформаций и напряжений, входные процессы $\boldsymbol{\sigma}(t)$ считаются кусочно-гладкими при $t > 0$. ОС (3) представляет собой один из вариантов распространения на трехосный случай нелинейного одномерного уравнения наследственности

$$\varphi(\varepsilon(t)) = \int_0^t \Pi(t-\tau) d\sigma(\tau), \quad t > 0, \quad (4)$$

предложенного Ю.Н. Работновым в качестве обобщения одноосного линейного ОС (1) путем введения второй МФ $\varphi(u)$ [10-12] (подробные обзоры литературы и областей приложения ОС (4) приведены в статьях [1-3,12-14]).

Обратное к линейному ОС (1) соотношение имеет вид

$$\sigma_0 = \mathbf{R}_0 \theta, \quad s_{ij}(t) = \frac{2}{3} \mathbf{R} e_{ij}, \quad t > 0, \quad (5)$$

$$\mathbf{R} y := \int_0^t R(t-\tau) dy(\tau), \quad \mathbf{R}_0 y := \int_0^t R_0(t-\tau) dy(\tau),$$

а обратное к нелинейному ОС (3) –

$$\sigma_0 = \mathbf{R}_0 \varphi_0(\theta), \quad \sigma = \mathbf{R} \varphi(\varepsilon), \quad s_{ij} = \frac{2}{3} \sigma(t) \varepsilon(t)^{-1} e_{ij}(t) \quad (6)$$

$\Phi = \varphi^{-1}$, $\Phi_0 = \varphi_0^{-1}$; функции релаксации R и R_0 связаны с Π и Π_0 интегральными уравнениями

$$\int_0^t R(t-\tau) \Pi(\tau) d\tau = \mathbf{1}, \quad \int_0^t R_0(t-\tau) \Pi_0(\tau) d\tau = t.$$

ОС (1) и (3) описывают процессы изотермического деформирования нестареющих изотропных вязкоупругих сред; оно связывает истории изменения тензоров (малых) деформаций $\boldsymbol{\varepsilon}(t)$ и напряжений $\boldsymbol{\sigma}(t)$ в произвольной точке тела в предположении отсутствия взаимного влияния шаровых и девиаторных частей тензоров (т.е. независимости объемной деформации $\theta(t)$ от касательных напряжений, а сдвиговых деформаций – от среднего напряжения $\sigma_0(t)$) и пренебрегая влиянием третьих инвариантов тензоров (или их параметров Лоде).

Функции ползучести и релаксации $\Pi(t)$, $\Pi_0(t)$, $R(t)$, $R_0(t)$ в ОС (1),(5) и (3),(6) предполагаются положительными и дифференцируемыми на $(0; \infty)$, функции Π и Π_0 – возрастающими и выпуклыми вверх, а R и R_0 – убывающими и выпуклыми вниз на $(0; \infty)$, R и R_0 могут иметь интегрируемую особенность или δ -сингулярность в т. $t=0$ (слабое $\eta\delta(t)$, $\eta > 0$, $\delta(t)$ – дельта-функция). На функцию φ и φ_0 (или Φ и Φ_0) в ОС (3),(6) наложим следующие минимальные требования [1-3]: функция $\varphi(u)$ непрерывно дифференцируема и строго возрастает на $(0; \omega)$, $\omega > 0$, а $\varphi_0(u)$ – на множестве $(\omega_-; 0) \cup (0; \omega_+)$ (где $\omega_- \omega_+ < 0$), причем $\varphi(0+) = 0$ и $\varphi_0(0+) = \varphi_0(0-) = 0$ (иначе входному процессу $\boldsymbol{\varepsilon}(t) \equiv 0$ соответствует ненулевой отклик $\boldsymbol{\sigma}(t)$). Из возрастания $\varphi(u)$ и $\varphi_0(u)$ следует суще-

ствование и возрастание (и непрерывная дифференцируемость) обратных функций $\Phi(x) = \varphi^{-1}$, $x \in (0; X)$, $X := \sup \varphi(u)$, и $\Phi_0(x) = \varphi_0^{-1}$, $x \in (\underline{x}; \bar{x})$, где $\underline{x} = \inf \varphi_0(u)$, $\bar{x} = \sup \varphi_0(u)$, и обратимость ОС (1). Аналогично, обратимость ОС (1) следует из возрастания Φ и Φ_0 . Для материалов с одинаковым поведением при растяжении и сжатии функции Φ_0 и φ_0 нечетны.

При этих минимальных ограничениях на МФ ОС (1) и (3) в [1-9] и др. работах выведены в общем виде и аналитически изучены уравнения семейств порождаемых этими двумя ОС базовых квазистатических кривых: кривых релаксации и ползучести с произвольной начальной стадией деформирования, ползучести при ступенчатых нагружениях, длительной прочности, диаграмм деформирования при постоянных и кусочно постоянных скоростях деформации или нагружения, при циклическом нагружении, кривых объемной, продольной и поперечной ползучести при одноосном нагружении в сочетании с постоянным и ступенчато изменяющимся гидростатическим давлением и др. Исследованы общие свойства этих кривых в зависимости от характеристик МФ и параметров программ нагружения: интервалы монотонности и выпуклости, скачки и изломы, асимптотики и двусторонние оценки теоретических кривых, характер сходимости их семейств при стремлении параметров программ нагружения (скорости деформирования, длительности начальной стадии нагружения и др.) к нулю и бесконечности, условия затухания памяти, циклической стабильности и рэтчетинга, влияние перестановки ступеней нагружения на асимптотику и остаточную деформацию; исследованы возможные диапазоны значений и типы эволюции коэффициента Пуассона в испытаниях на ползучесть или релаксацию, критерии его немонотонности и знакоприменности и влияние уровня давления на его поведение.

Например, уравнения семейств диаграмм деформирования (ДД) с постоянными скоростями деформирования $a > 0$ или нагружения $b > 0$, порождаемые ОС (4), имеют вид

$$\begin{aligned} \sigma(\varepsilon, a) &= \int_0^\varepsilon R(a^{-1}(\varepsilon - x)) \varphi'(x) dx, \\ \sigma(\varepsilon, b) &= bP(\varphi(\varepsilon)/b), \end{aligned} \quad (7)$$

где $P = Q^{-1}$, $Q(t) = \int_0^t \Pi(\tau) d\tau$.

Доказано [3], что: 1) при любых МФ все ДД $\sigma(\varepsilon, b)$ монотонны; 2) оба семейства ДД возрастают по параметрам a и b , т.е. ДД смещаются вверх с ростом скорости деформации или нагружения; 3) их мгновенный и длительный (касательные) модули не зависят от скоростей (они равны $R(0)\varphi(0)$ и $R(\infty)\varphi(0)$); 4) если $\Pi(0) \neq 0$, то при стремлении скорости деформации или нагружения к бесконеч-

ности оба семейства ДД (7) сходятся на луче $\varepsilon \geq 0$ к кривой $\sigma = R(0)\varphi(\varepsilon)$ (мгновенной ДД), а при стремлении скорости к нулю они сходятся к кривой $\sigma = R(\infty)\varphi(\varepsilon)$ (равновесной ДД). Поэтому ОС (4) не способно описывать поведение материалов, у которых в испытаниях установлена зависимость мгновенного или длительного модуля от скорости деформации (или нагружения) или отрицательная скоростная чувствительность. Все перечисленные свойства ДД нелинейного ОС (4) унаследованы от линейного ОС (1) [5] (в этом случае мгновенная и равновесная ДД прямолинейны). Но, в отличие от ДД линейного ОС, которые всегда выпуклы вверх [5], ДД ОС (4) могут иметь участки выпуклости вниз и точки перегиба, если они имеются у φ .

На основе сопоставления общих свойств теоретических кривых ОС с набором базовых качественных свойств типичных экспериментальных кривых широкого класса вязкоупругопластичных материалов (с целевым списком моделируемых термомеханических эффектов) выведены минимальные *необходимые феноменологические* ограничения на МФ, обеспечивающие адекватное описание квазистатических экспериментальных кривых, изучено влияние характеристик МФ на свойства теоретических кривых, которыми можно управлять. Выявлены те эффекты, которые ОС (4) принципиально не может описать ни при каких МФ (например, зависимость мгновенного модуля от скорости деформации или нагружения, отрицательная скоростная чувствительность), и те, которые могут быть описаны при определённых дополнительных ограничениях, наложенных на МФ (например: наличие точек перегиба на кривой ползучести и ДД, сходимости ДД к кривой мгновенного деформирования при стремлении скорости деформации или нагружения к бесконечности, ускоряющаяся ползучесть, затухание памяти, (не)ограниченное накопление пластической деформации при циклических нагружениях, эффект Кольрауша и т.п.).

Проведённый анализ позволил очертить область применимости и арсенал возможностей нелинейного ОС (3) по описанию поведения реономных материалов, сопоставить его с арсеналом линейного ОС (1), указать как наследуемые свойства, так и дополнительные возможности нелинейного ОС по сравнению с линейным; разработать методики идентификации ОС; выявить характерные особенности поведения теоретических кривых ОС (1) и ОС (3), которые удобно использовать как индикаторы (не)применимости ОС при анализе данных испытаний материала по разным программам (необходимые свойства, которые надо установить у экспериментальных кривых, прежде чем пытаться описывать поведение материала ОС (1) или ОС (3)) [1-9].

В частности, доказано, что линейное ОС (1) не способно описывать поведение материалов, экспериментальная кривая ползучести (при сдвиге или растяжении) которых включает стадию ускоряю-

щейся ползучести, а из наличия МФ φ и φ_0 следуют дополнительные возможности ОС (3) по сравнению с линейным ОС (1): 1) зависимость кривых ползучести (и скорости ползучести) от напряжения не линейная (изохронные кривая ползучести уже не прямолинейны) и задаётся МФ Φ и Φ_0 ; 2) кривые ползучести могут иметь участки выпуклости вниз и точки перегиба; возможно моделирование кривых ползучести со всеми тремя стадиями. Наличие МФ Φ и Φ_0 в ОС (3) также меняет асимптотику кривых ползучести и скорость рэтчинга при циклических нагружениях, оно порождает более сложные условия затухания памяти и ограниченности деформации при циклических нагружениях, чем у линейного ОС (1) [1,6].

Для линейного ОС скачок деформации в некоторый момент t_i линейно (и локально) зависит только от величины скачка напряжения (и его производной) в этот же момент времени и не зависит от t_i , от предыстории и от функции ползучести (только от её начального значения) [6]. А скачки кривых ползучести нелинейного ОС (4) при ступенчатых нагружениях в точках разрыва напряжения t_i зависят не только от скачка напряжения в тот же момент времени (как в линейной теории вязкоупругости), но и от предыстории нагружения и от функции ползучести [1]. Это даёт возможность моделирования эффекта влияния ползучести (т.е. предыстории нагружения и накопленной деформации) на скачки упругой деформации, порождённые «мгновенным» изменением напряжения в некоторый момент времени.

Типы поведения (эволюции во времени и зависимости от параметров программы нагружения) поперечной деформации и коэффициента Пуассона в испытаниях на одноосную ползучесть или релаксацию, описываемые нелинейным ОС (3), значительно более разнообразны, чем у линейного ОС [4].

Вместе с тем, доказано, что МФ φ и φ_0 не влияют на форму кривых релаксации напряжений ОС (3) (при сдвиге или растяжении) и времена (спектр) релаксации и не влияют на форму кривых длительной прочности (хотя влияют на ее количественные характеристики и на зависимость кривых релаксации от уровня деформации).

Подобный системный качественный анализ основных теоретических кривых, порождаемых ОС, – важная стадия аттестации любого ОС для реономных материалов, необходимая стадия разработки способов его идентификации, верификации, настройки и численной реализации, создания своеобразного технического паспорта-руководства модели.

*Работа выполнена при поддержке РФФИ
(грант № 17-08-01146_a)*

1. Хохлов А.В. Анализ общих свойств кривых ползучести при ступенчатом нагружении, порождаемых нелинейным соотношением Работнова для вязкоупругопластичных материалов // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки. 2017. № 3. С. 93-123.

2. Хохлов А.В. Анализ свойств кривых релаксации с начальной стадией гап-деформирования, порождаемых нелинейной теорией наследственности Работнова // Механика композитных материалов. 2018. Т.54. №4. С. 687-708.

3. Хохлов А.В. Свойства семейства диаграмм деформирования, порождаемых нелинейным соотношением Работнова для вязкоупругопластичных материалов // Изв. РАН. МТТ. 2018. № 6.

4. Хохлов А.В. Моделирование зависимости кривых ползучести при растяжении и коэффициента Пуассона реономных материалов от гидростатического давления с помощью нелинейно-наследственного соотношения Работнова // Механика композиционных материалов и конструкций. 2018 (в печати)

5. Хохлов А.В. Характерные особенности семейств кривых деформирования линейных моделей вязкоупругости // Проблемы прочности и пластичности. 2015. Вып. 77. № 2. С.139-154.

6. Хохлов А.В. Анализ общих свойств кривых ползучести при циклических ступенчатых нагружениях, порождаемых линейной теорией наследственности // Вестник Самарского гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. 2017. Т. 21. № 2. С. 326-361.

7. Хохлов А.В. Двусторонние оценки для функции релаксации линейной теории наследственности через кривые релаксации при гап-деформировании и методики её идентификации // Изв. РАН. МТТ. 2018. № 3. С. 81-104.

8. Хохлов А.В. Анализ свойств кривых ползучести с произвольной начальной стадией нагружения, порождаемых линейной теорией наследственности // Вестник Самарского гос. техн. ун-та. Сер. физ.-мат. науки. 2018. Т. 22, №1. С. 65-95.

9. Хохлов А.В. Кривые длительной прочности, порождаемые линейной теорией вязкоупругости в сочетании с критериями разрушения, учитывающими историю деформирования // Труды МАИ. 2016. №91. С.1-32.

<http://www.mai.ru/science/trudy/published.php?ID=75559>

10. Работнов Ю.Н. Равновесие упругой среды с последствием // ПММ. 1948. Т.12. №1. С. 53-62.

11. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.

12. Работнов Ю.Н. Элементы наследственной механики твёрдых тел. М.: Наука, 1977. 384 с.

13. Суворова Ю.В. О нелинейно-наследственном уравнении Ю.Н. Работнова и его приложениях // Известия РАН. МТТ. 2004. № 1. С.174-181.

14. Алексеева С.И., Викторова И.В., Фроня М.А. Развитие наследственной модели Работнова и анализ деформационных характеристик композитов // Труды конференции «Наследственная механика деформирования и разрушения твёрдых тел – научное наследие Ю.Н. Работнова». М.: Изд-во ИМАШ РАН, 2014. С. 11-17.

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ФОРМОВАНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТЕРМОРЕАКТИВНЫХ СВЯЗУЮЩИХ

Чэнь Янъян, Марычева А.Н.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия (malyin@mail.ru)

Аннотация: Приведена методика экспериментального определения коэффициента теплоёмкости и теплопроводности эпоксидного связующего в зависимости от его фазового состояния в процессе отверждения. Проведено математическое моделирование процесса отверждения методом конечных элементов. В качестве входных данных при моделировании использованы полученные результаты экспериментальных исследований. Проведена оптимизация кинетики процесса отверждения.

Ключевые слова: оптимизация режима отверждения; моделирование; теплофизические свойства; фазовый переход.

Введение

Проблеме оценки кинетики процессов отверждения уделяется большое внимание, особенно если решаются вопросы разработки технологии формования крупногабаритных изделий сложной геометрической формы [1]. Типовой технологический режим процесса отверждения приведен на рис. 1. На участках I и III имеет место повышение температуры, на участках II IV - выдержка и на участке V – охлаждение. Время и температуры выдержки на II участке определяют, как правило, экспериментально для каждого конкретного изделия. Время и температура выдержки на IV участке полностью зависят от химической структуры используемого связующего и задается его разработчиками [2]. Таким образом, при разработке технологического процесса отверждения технолог самостоятельно должен определить режимы на участках I и III.

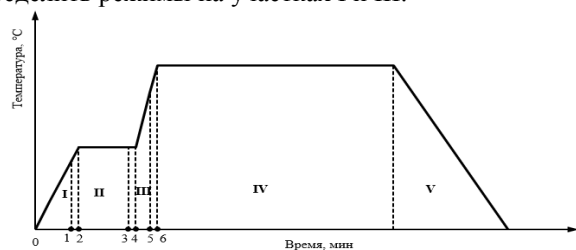


Рис. 1. Типовой режим отверждения терморепактивных связующих

Целью настоящего исследования является оптимизация режимов отверждения эпоксидных связующих в зависимости от кинетики процесса нагрева.

Экспериментальная часть

В качестве объекта исследований использовалось эпоксидное связующее горячего отверждения, состоящего из эпоксидной смолы и отвердителя на основе ароматического амина.

Значения теплоемкости и теплопроводности оценивали непосредственно в процессе отверждения (для жидкого, гелеобразного и твердого состояния). Коэффициенты теплоёмкости связующего в зависимости от конверсии определены методом диффе-

ренциального сканирующего калориметра. Теплоемкость определялась по ГОСТ 56754-2015. Величина теплового эффекта определялась методом дифференциально-сканирующей калориметрии и экспериментально оценивалась степень конверсии.

Значения коэффициентов теплопроводности определены методом лазерной вспышки. Особенность проведения данных исследований является использование специальной оправки [3], поскольку жидкое связующее является прозрачным для излучения лазера. И в процессе исследований также определялась величина эффективной теплопроводности.

Полученные значения экспериментальных данных показаны в таблице 1.

Таблица 1

Результаты экспериментальной оценки характеристик эпоксидного материала при комнатной температуре

Процесс отверждения	Свойства связующего		
	Конверсия, %	Ср, Дж/(кг·К)	λ , Вт/(м·К)
1-ой участка	0	1973	0,08
	16	1921	0,14
	30	1820	0,19
3-ой участка	50	1626	0,20
	75	1406	0,22

Моделирование и оптимизация

В качестве исходных данных для проведения моделирования процесса отверждения были использованы результаты ранее проведенных экспериментальных исследований [3]. Температура выдержки на участке II соответственна температуре гелеобразования, которую оценили методом динамического механического анализа. Для участков нагрева (участок I и участок III) выбраны четыре варианта скоростей подъема температур 1,3,5,7 К/мин (всего 16 вариантов моделирования, табл. 2).

Таблица 2
Результаты математического моделирования в зависимости
от скоростей нагрева

№	Исходные данные		$\Delta T_{\max I}$ (°C)	$\Delta T_{\max III}$ (°C)	τ (мин)
1	VI(К/мин)	1	4,2	2,0	155
	VIII(К/мин)	1			
	ТII(°C)	65			
2	VI(К/мин)	1	4,2	5,9	78,3
	VIII(К/мин)	3			
	ТII(°C)	65			
3	VI(К/мин)	1	4,2	9,6	63
	VIII(К/мин)	5			
	ТII(°C)	65			
4	VI(К/мин)	1	4,2	13,3	56,4
	VIII(К/мин)	7			
	ТII(°C)	65			
5	VI(К/мин)	3	13,1	2,0	106,3
	VIII(К/мин)	1			
	ТII(°C)	98			
6	VI(К/мин)	3	13,1	5,8	51,6
	VIII(К/мин)	3			
	ТII(°C)	98			
7	VI(К/мин)	3	13,1	9,5	40,7
	VIII(К/мин)	5			
	ТII(°C)	98			
8	VI(К/мин)	3	13,1	13,0	36
	VIII(К/мин)	7			
	ТII(°C)	98			
9	VI(К/мин)	5	20,3	2,0	89,4
	VIII(К/мин)	1			
	ТII(°C)	107			
10	VI(К/мин)	5	20,3	5,8	40,7
	VIII(К/мин)	3			
	ТII(°C)	107			
11	VI(К/мин)	5	20,3	9,4	31
	VIII(К/мин)	5			
	ТII(°C)	107			
12	VI(К/мин)	5	20,3	12,9	26,8
	VIII(К/мин)	7			
	ТII(°C)	107			
13	VI(К/мин)	7	28,2	2,0	65
	VIII(К/мин)	1			
	ТII(°C)	130			
14	VI(К/мин)	7	28,2	5,7	31,7
	VIII(К/мин)	3			
	ТII(°C)	130			
15	VI(К/мин)	7	28,2	9,2	25
	VIII(К/мин)	5			
	ТII(°C)	130			
16	VI(К/мин)	7	28,2	12,6	22,2
	VIII(К/мин)	7			
	ТII(°C)	130			

Все приведенные в табл. 2 варианты технологических режимов были исследованы методом идеальной точки. За критерии оптимизации приняты два параметра: продолжительность процесса нагрева на участках до и после точки гелеобразования и перепад температур на каждом участке, где проводится нагрев. На основании проведенных расчетов установлено, что оптимальным является нагрев со скоростью 3 °C/мин на 1-ой участке и 7°C/мин на 3-ей участке, и температура выдержки на 2-ой участке 98°C. В этом случае продолжительность процесса отверждения является наименьшей.

Выводы

Разработана методика определения теплоемкости и теплопроводности эпоксидных связующих в зависимости их фазового состояния (в жидком, гелеобразном и твердом состоянии).

Полученные результаты применимы ко всем типам термореактивных связующих, отверждение которых проводят при повышенных температурах.

Проведено математическое моделирование процесса отверждения в зависимости от разных скоростей нагрева, выполнен расчет перепад температур и продолжительности процесса до гелеобразования. В результате проведенных расчетов установлено, что оптимальным является такой режим отверждения, при котором скорость повышения температуры на 1 участке составляет 3 °C/мин, а на 3-ей участке 7°C/мин. Найденные режимы отверждения позволили сократить суммарную продолжительность нагрева более чем на 15%.

Список литературы

1. Малышева Г.В. Теоретические основы процессов формирования изделий из стекло- и углепластиков // Физика волокнистых материалов: структура, свойства, наукоемкие технологии и материалы (SMARTEX). 2017. №1 (1). С.58-60.
2. Петрова А.П., Малышева Г.В. Клеи, клеевые связующие и клеевые препреги: учебное пособие / под общ. ред. Е.Н. Каблова. – М.; ВИАМ, 2017. – 472 с.
3. Чэнь Я, Мараховский П.С., Малышева Г.В. Определение теплофизических свойств эпоксидных материалов в процессе их отверждения // Труды ВИАМ. 2018. №9. С.21-26.

ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ РАСТВОРА В ОКРЕСТНОСТИ МЕЖФАЗНОЙ ГРАНИЦЫ В ПРОЦЕССЕ ФАЗОВЫХ ПЕРЕХОДОВ

Гуськов А.П.

ИФТТ РАН, Черноголовка, Россия; guskov@issp.ac.ru;

Аннотация: В экспериментах по кристаллизации растворов наблюдается различная концентрация компонент в фазах. Эксперименты проводились по схеме [1,2], в которой между холодной и горячей поверхностями перемещалась кювета с раствором. В растворе наблюдался фазовый переход, который снимался на видеокамеру. На клипах ясно видно, что в стационарном процессе фазового перехода компонент оттесняется в одну из фаз. Такое поведение раствора противоречит известному решению уравнения конвективной диффузии Бартона, Прима, Слехтера (БПС) [3,4], которое в настоящее время используется для описания стационарных процессов кристаллизации. В предлагаемой работе выводится уравнение конвективной диффузии, которое описывает изменение концентрации компонент в обеих фазах.

Ключевые слова: Диффузия, раствор, уравнение конвективной диффузии, фазовый переход.

В экспериментах по кристаллизации растворов наблюдается различная концентрация компонент в фазах. Эксперименты проводились по схеме [1,2], в которой между холодной и горячей поверхностями перемещалась кювета с раствором. В растворе наблюдался фазовый переход, который снимался на видеокамеру. На клипах ясно видно, что в стационарном процессе фазового перехода компонент оттесняется в одну из фаз. При этом на межфазной границе образуется максимум концентрации одного из компонент. Если предположить, что диффузия идет в обеих фазах, то концентрация должна изменяться после фазового перехода. Такое поведение раствора противоречит известному решению Бартона, Прима, Слехтера (БПС). В модели БПС используется уравнение конвективной диффузии в виде

$$D_i \frac{\partial^2 c_i(z)}{\partial x^2} + V \frac{\partial c_i(z)}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

Здесь D_i - жидкой $i=liq$ и твердой $i=sol$ фазы. Общее решение этого уравнения имеет вид

$$c_i(z) = A_{1i} \exp\left(-\frac{Vz}{D_i}\right) + A_{2i} \quad (2)$$

где A_{1i} , A_{2i} - постоянные интегрирования. Решение уравнения (1) в теории БПС получено в виде

$$c_{liq}(z) = C_\infty \left(1 + \left(\frac{1}{k_e} - 1 \right) \exp\left(-\frac{Vz}{D_{liq}}\right) \right) \quad (4)$$

для жидкой фазы $z > 0$ и

$$c_{sol}(z) = C_\infty \quad (5)$$

для твердой фазы, $z < 0$. Здесь C_∞ - концентрация жидкого раствора в бесконечно удаленной точке, V - скорость перемещения раствора, k_e - равновесный коэффициент распределения.

Решение (3), (4) описывает распределение концентраций в фазах при кристаллизации двухкомпонентного раствора. Одним из условий накладываемых на общее решение уравнения диффузии является отсутствие диффузии в твердой фазе. Поэтому распределение концентрации в твердой фазе получается постоянным. Требование условия по-

стоянства массового потока компонент в решении БПС ведет к равенству концентраций в обеих фазах вдали от межфазной границы $z=0$. Принципиальным недостатком решения БПС то, что найденное общее решение уравнения диффузии в принципе не может описать зависящий от координаты переход к режиму с постоянной концентрацией в фазе после фазового перехода, т.к. это решение стремится к бесконечности. В предлагаемой работе дается анализ процессов диффузии компонент в обеих фазах раствора. При этом, как и работах [5,6], учитывается, что движущей силой процесса фазового перехода является отклонение химического потенциала раствора от его равновесного значения. В результате анализа получено уравнение конвективной диффузии вида

$$D_i \frac{\partial^2 c_i(z)}{\partial x^2} + \frac{V^2}{D_i} c_i(z) = \frac{V}{D_i} J_i$$

где J_i поток компонента. Общее решение этого уравнения

$$c_i(z) = A_{1i} \exp\left(\frac{Vz}{D_i}\right) + A_{2i} \exp\left(-\frac{Vz}{D_i}\right) + \frac{J_i}{w}$$

отличается от решения (2) наличием второй экспоненты. Это отличие имеет принципиальное значение, т.к. позволяет описать распределение концентрации в виде экспоненциальных функций в обеих фазах, которое сходится в бесконечно удаленных точках.

Решение БПС используется в теории зонной плавки [5]. Чтобы объяснить очистку раствора от примеси путем зонной плавки, в теории БПС предполагается перемешивание раствора перед диффузионным слоем приводит к меньшей концентрации примеси в твердой фазе. В проведенных нами экспериментах фазовые переходы идут в тонком слое расплава, поэтому влияние гидродинамических течений перед межфазной границей на состав новой фазы маловероятно. Тем не менее, эксперименты демонстрируют существенное различие концентраций в фазах. Следовательно, полученные решения могут служить также альтернативным объяснением процессов диффузии при фазовых переходах, которые ведут к очистке растворов при зонной плавке.

Список литературы

1. Гуськов А.П., Некрасова Л.П., Ершов А.Е., Когтенкова О.А. *Материаловедение*, 2013, №10, стр. 10-15.
2. A. Guskov, L. Nekrasova. *Journal of Crystallization Process and Technology*. 2013, 3, 170 - 174.
3. Kenneth A. Jackson. *Kinetic Processes*. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2004, 410 p.
4. В. Пфанн. *Зонная плавка*. «Мир», 1970, 368 с.
5. Гуськов А.П. *Композиты и наноструктуры*, 2016, 8, №3, 160-173.

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПОЗИТОВ С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ В АВИАЦИОННОМ ГАЗОТУРБИННОМ ДВИГАТЕЛЕ

Милейко С.Т.

Институт физики твердого тела РАН, mileiko@issp.ac.ru

Аннотация: В докладе рассматриваются перспективы, проблемы и планы разработки композитов с алюминиевой, титановой, молибденовой матрицами, приводятся основные механические характеристики композитов и оценивается эффект, следующий за их применением в двигателе.

Ключевые слова: композиты с металлической матрицей, технология композитов, структура, прочность, трещиностойкость, ползучесть, ГТД

Дальнейшее совершенствование авиационного газотурбинного двигателя, достигшего путём блестящих конструктивных решений состояния, близкого к идеалу, отнесённому к современным металлическим сплавам и композитам с керамической матрицей, невозможно без широкого внедрения композитов с металлической матрицей.

В докладе рассматриваются перспективы, проблемы и планы разработки таких композитов, приводятся некоторые механические характеристики.

В частности, предварительные эксперименты показывают, что композиты С_r-Т_i могут иметь прочность при комнатной температуре ≥ 1500 МПа, модуль Юнга в направлении армирования 250 – 300 ГПа при плотности ~ 3.5 г/см³, критический коэффициент интенсивности напряжений > 30 МПа·м^{1/2}. Это означает, что такого типа композиты могут эффективно применяться в ГТД (лопатки компрессора низкого

давления, вентиляторные лопатки). Это определит возможности существенного уменьшения массы компрессора и увеличения удельной тяги двигателя. Повышение *кпд* газовой турбины двигателя с соответствующим ростом степени двухконтурности, уменьшением удельного расхода топлива и сокращением вредных выбросов в атмосферу достигается повышением температуры тела рабочей лопатки. Разрабатываемые в настоящее время в ИФТТ РАН оксид-молибденовые и силицид-молибденовые композиты будут эффективными материалами рабочей лопатки при температурах до 1400°С. Соответствующие механические характеристики (прочность, сопротивление ползучести, трещиностойкость и сопротивление окислению) приводятся в докладе.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, проект 16-19-10624.

РЕШЕНИЕ ДВАЖДЫ СВЯЗАННОЙ ЗАДАЧИ О ПОТЕРЕ УСТОЙЧИВОСТИ СТЕРЖНЕМ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ ПРИ ОБРАТНОМ ФАЗОВОМ ПРЕВРАЩЕНИИ УЧИТЫВАЮЩЕЕ РАЗНОСОПРОТИВЛЯЕМОСТЬ

Думанский С.А.

ИПРИМ РАН, Москва, Россия; stanislavdym@mail.ru

Аннотация: Описан алгоритм расчета критической нагрузки (длины) для различных случаев подготовки стержня из сплава с памятью формы (СПФ) перед обратным термоупругим фазовым превращением. Получены конечные соотношения, связывающие критическую длину с начальной деформацией для заданного значения напряжения, в том числе, когда нелинейная (структурная), часть данной деформации являлась растягивающей. В случаях когда начальные деформации однозначно определяются по заданному значению нагрузки найдена зависимость между критической силой и длиной стержня.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, разносопротивляемость, структурное деформирование, фазовое превращение, устойчивость.

Введение

Как показывают эксперименты [1,2], конструкции, содержащие элементы из СПФ, склонны к потере устойчивости при фазовых переходах под действием постоянных сжимающих напряжений. Критическая сила, получаемая в экспериментах значительно ниже, чем определяемая по формуле Эйлера для упругого стержня с наименьшим значением модуля Юнга (соответствующего мартенситной фазе), а также зависит от способа получения начальной деформации. Модель, описывающая реверсивное нагружение СПФ представлена в статье [3]. Определяющие соотношения для СПФ описаны в работах [4-8].

Статья [9] содержит решение аналогичной задачи в однократно связанной постановке без учета объемного эффекта реакции и разносопротивляемости. Данная работа уточняет и обобщает ее результаты.

Постановка задачи

Рассматривается стержень длины L из нитинола, изначально недеформированный в аустенитной фазе, имеющий прямоугольное поперечное сечение высоты $2h$ и ширины b с площадью $F = 2bh$. Нижний конец стержня шарнирно закреплен, верхний может свободно двигаться вдоль вертикальной оси, совпадающей с осью стержня в тривиальном положении.

Далее стержень при помощи прямого фазового превращения переводится в мартенситное состояние, в котором к нему приложена постоянная по величине и направлению сила $P < 0$ (сжимающие напряжения считаются отрицательными). Заданное напряжение $\frac{P}{F}$ не определяет значения начальной фазово-структурной деформации ε^* , которая оказывает значительное влияние на величину критической нагрузки. Поэтому, необходимо отдельно уточнять способ подготовки стержня перед началом обратного фазового превращения, что будет сделано в последующих пунктах.

В качестве критерия потери устойчивости используется статический метод Эйлера, заключающийся в изучении возможности существования форм квазистатического равновесия, смежных с исходной, при заданном значении нагрузки. В этом случае деформации малы, и справедлива гипотеза плоских сечений.

Были рассмотрены концепции фиксированной (ФН) и варьированной (ВН) внешней нагрузки. В концепции ФН поперечное сечение стержня при переходе в смежную форму равновесия, можно разделить на две односвязные области F_1 и F_2 , в первой $\delta/\sigma > 0$, во второй $\delta/\sigma < 0$. Поскольку напряжения, а также их вариации, должны оставаться непрерывными во всех внутренних точках поперечного сечения, две эти области должна разделять линия f_0 , на которой вариация напряжения δ/σ обращается в ноль. Концепция ВН является предельным случаем для ФН, в ней одна из областей F_1 или F_2 занимает все поперечное сечение, а вторая вырождается.

Задача решалась в трех постановках - несвязанной, однократно и дважды связанной.

В несвязанной постановке параметр фазового состава зависит только от температуры, которая в момент перехода в смежную форму равновесия считается постоянной.

Однократно связанная постановка учитывает, что при изменении напряжений меняется и параметр фазового состава, но температура во время появления смежной формы равновесия все еще считается постоянной.

Дважды связанная постановка учитывает влияние действующих напряжений на параметр фазового состава, а также обратное влияние параметра фазового состава на температуру, которое проявляется в виде латентного тепла и диссипативных слагаемых.

Определяющие соотношения

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{phst},$$

$$\varepsilon^{phst} = \varepsilon^0 q + \varepsilon^{phst}, \quad d\varepsilon^{phst} = d\varepsilon^{ph} + d\varepsilon^{st}$$

$$\varepsilon^e = \frac{\sigma}{E(q)}, \quad \frac{1}{E(q)} = \frac{q}{E_M} + \frac{1-q}{E_A}$$

$$d\varepsilon^{ph} = \omega dq, \quad \omega = \varepsilon^{phst} / q$$

$$d\varepsilon^{st} = \rho_D(\mu_\varepsilon) q_{st} \varphi_2(|\sigma|) d\sigma \quad (1)$$

$$dr = g d\varepsilon^{st}, \quad g = const \quad (2)$$

$$\varphi(S) = \left[\frac{\varepsilon^{st}}{\rho_D(\mu_\varepsilon)} \right]_{max}, \quad d|\sigma| > 0 \quad (3)$$

$$S = \sigma' - r$$

$$d\varepsilon^{st} = \frac{q_{st}}{g} d\sigma \quad (4)$$

$$\mu_\varepsilon = \frac{4 \det(\varepsilon_{ij}^i)}{\varepsilon_i^3}$$

$$q = \frac{1}{2}(1 - \cos(\pi t))$$

$$t = \frac{A_f^\sigma - T}{A_f^0 - A_s^0}$$

$$A_f^\sigma = A_f^0 + \frac{\sigma\omega + Z(\sigma) + \sigma\varepsilon^0}{\Delta S}$$

$$Z(\sigma) = \frac{(E_A - E_M)}{2E_A E_M} \sigma$$

$$k_q \Delta T = C_\sigma \dot{T} + T \theta \dot{\sigma} - (\Delta U + \omega\sigma + Z(\sigma) + \sigma\varepsilon^0) \dot{q} - \sigma \dot{\varepsilon}^{st}$$

Здесь $\varepsilon, \varepsilon^e, \varepsilon^{phst}, \varepsilon^0$ - осевая компонента полной, упругой и фазово-структурной деформации, линейная деформация объемного эффекта фазового перехода; σ - осевая компонента напряжения; q - объемная доля мартенситной фазы, q_{st} - та часть этого объема, которая в данный момент испытывает структурное превращение; $E(q), E_M, E_A$ - модуль Юнга и его значения для аустенитного и мартенситного фазовых состояний; $\varphi_2(|\sigma|)$ - материальная функция аппроксимирующая диаграмму мартенситной неупругости, $\rho_D(\mu_\varepsilon)$ - максимальная кристаллографическая деформация зависящая от вида деформированного состояния, μ_ε - параметр определяющий вид деформированного состояния, $A_s^0, A_f^0, A_f^\sigma, \Delta S$ - температуры начала и окончания обратного фазового превращения в ненагруженном состоянии, температура окончания обратного превращения при наличии напряжений и скачек объемной плотности энтропии при переходе от мартенситного состояния в аустенитное; последнее выражение представляет собой уравнение энергетического баланса, в нем $k_q, C_\sigma, \theta, \Delta U$ - коэффициент

теплопроводности, теплоемкость единицы объема при постоянном напряжении, коэффициент температурного расширения и объемная плотность латентного тепла фазового перехода; g - материальная константа, определяемая из эксперимента, определяющая наклон прямой аппроксимирующей трансляционное упрочнение.

Если текущая фазово-структурная деформация принадлежит диаграмме мартенситной неупругости и выполняются условия активного нагружения то приращение структурной деформации задается соотношением (1), формула (2) задает положение центра поверхности нагружения, (3) - определяет условия начала кинематического упрочнения и активного нагружения, (4) - определяет приращение структурной деформации во время кинематического упрочнения в случае выполнения условий активного нагружения.

Принятые гипотезы

1) В концепции ВН решение зависит от величины вариации внешней нагрузки, а значит, не является единственным. Если принять гипотезу о том, что вариация напряжения имеет тот же порядок малости, что и вариация кривизны, а критическую силу доопределить, как наименьшую из всех P , при которой хотя бы для одного значения δP происходит потеря устойчивости, задача становится корректной.

2) Радиус поверхности нагружения S однозначно определяется девиатором начальной фазово-структурной деформации: $\varepsilon^{phst'} = \varepsilon^{st} > 0$ и не зависит от способа ее получения.

3) При чисто трансляционном упрочнении, следующем за упругой разгрузкой, в момент смены знака $\varepsilon^{phst'}$ касательная к графику, построенному в осях $(\varepsilon^{phst'}, \sigma)$, меняется непрерывным образом.

Способы получения начальной фазово-структурной деформации ε^0

I) Нагружение из состояния хаотического мартенсита в режиме мартенситной неупругости до напряжения $\sigma = \frac{P}{F}$.

II) Монотонное нагружение из состояния хаотического мартенсита в результате которого точка $(\varepsilon^{phst'}, \sigma)$, $\sigma < \frac{P}{F}$ находится на диаграмме мартенситной неупругости, затем происходит упругая разгрузка до напряжения $\frac{P}{F}$. В таком случае при заданном значении напряжения нужно рассматривать деформации $\varepsilon^{st} \in (-\rho_D(-1), -\rho_D(-1)\varphi_2(\frac{P}{F}))$.

В случаях III)-V) на начальном этапе подготовки фазово-структурная деформация $\varepsilon_1^{phst'}$, которой соответствует напряжение $\sigma_1 > 0$, затем в результате различных путей нагружения они приобретают деформацию $\varepsilon_2^{phst'}$, соответствующую напряжению $\sigma_2 = \frac{P}{F}$, при котором происходит об-

ратное фазовое превращение.

III) Если нагрузить стержень в мартенситном состоянии до напряжения $\sigma_1 > 0$, а затем монотонно "разгрузить" до напряжения $\sigma_2 < 0$, при условии что $\sigma_2 > \sigma_s$, где σ_s – предел после преодоления, которого начинается кинематическое упрочнение.

IV) Начальная деформация будет получена аналогично предыдущему пункту, с заменой последнего условия на $\sigma_2 < \sigma_s$.

В рамках рассматриваемой модели считается, что после пересечения линии описывающей чисто трансляционное упрочнение (случай IV)) и диаграммы мартенситной неупругости для сжатия (случай I)) процесс чисто трансляционного упрочнения сменяется комбинированным и случай IV) переходит в случай I). Напряжение при котором это происходит обозначается σ_3 .

V) Деформирование происходит, так же как и в случае IV) после чего напряжение вновь монотонно увеличивается до некоторого значения. Тогда нужно рассматривать начальные фазово-структурные деформации

$$\begin{aligned} & \varepsilon_2^{phst'} \quad \text{на отрезке:} \quad 1) \\ & [-\rho_{D_2} \varphi_2(|\sigma_2|), \varepsilon_1^{phst'}], \quad \text{если } \sigma_2 \in [\sigma_s, 0], \quad 2) \\ & [-\rho_{D_2} \varphi_2(|\sigma_2|), \frac{\sigma_2 + S(\varepsilon_1^{phst'})}{g}], \quad \text{если } \sigma_2 \in (\sigma_3, \sigma_s). \end{aligned}$$

В зависимости от способа получения начальной деформации и величины действующего напряжения могут получать приращения различные компоненты деформации.

Дополнительное структурное деформирование может происходить только в случаях I) и IV), если выполняются условия активного нагружения.

Выводы

Было проведено аналитическое исследование потери устойчивости стержнем СПФ вызванной обратным термоупругим фазовым превращением под действием постоянной нагрузки.

Критическая сила (длина) зависит от способа подготовки стержня и величины действующего напряжения.

В случае III) при уменьшении $\varepsilon_1^{phst'}$ решение стремится к Эйлеровой критической силе, которая соответствует несвязной постановке.

В случае V) если $\varepsilon_2^{phst'}$ возрастает на интервале $(0, \rho_D(1))$, то критически длина монотонно убывает.

Полученные значения критической длины в однократно связанной постановке оказываются наименьшими, дважды связанная постановка дает несколько большие результаты, но оба решения не превосходят Эйлеровой критической длины. В концепции ВН критическая длина оказывается меньше, чем для ФН.

Работа выполнена в рамках государственной темы, государственная регистрация номер АААА-А17-117032010136-3 при частичной финансовой поддержке РФФИ (грант № 17-01-00216_a)

Список литературы

1. Казарина С.А., Мовчан А.А., Сильченко А.Л. Экспериментальное исследование взаимодействия фазовых и структурных деформаций в сплавах с памятью формы // Механика композиционных материалов и конструкций. - 2016.-Т. 22.- №1.
2. Мовчан А.А., Казарина С.А. Экспериментальное исследование явления потери устойчивости, вызванной термоупругими фазовыми превращениями под действием сжимающих напряжений // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. №6. С. 82-89
3. Мишустин И.В. Модель деформирования сплава с памятью формы с учетом разносопротивляемости // Механика композиционных материалов и конструкций. 2017. Т. 23. №4. С. 484-498
4. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Моделирование фазовых и структурных превращений в сплавах с памятью формы, происходящих под действием немонотонно меняющихся напряжений // Известия РАН. Механика твердого тела. 2014. № 1. С. 37-53
5. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Микромеханическая модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях // Механика твердого тела №3 2010 С. 136-148
6. Мовчан А.А. Учет переменной упругих модулей и влияния напряжений на фазовый состав в сплавах с памятью формы // Изв. РАН. МТТ. 1998. № 1. С. 79-90
7. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Микромеханическая модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях // Изв. РАН. МТТ. 2010. № 3. С. 118-130
8. Мовчан А.А., Мовчан И.А. Модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы в активных процессах прямого превращения и структурного перехода // Механика композиционных материалов и конструкций 2008. Т. 14. № 1. С. 75-87
9. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г., Сильченко Т.Л. Учет явления мартенситной неупругости при обратном фазовом превращении в сплавах с памятью формы // Изв. РАН. МТТ. 2011. № 2. С. 44-56

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ В УСЛОВИЯХ АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО НАГРЕВА ПРИ ПОНИЖЕННОМ ДАВЛЕНИИ

Алексеев Д.В.^{1,*}, Русин М.Ю.¹, Терехин А.В.¹, Райлян В.С.¹,
Антонов В.В.¹, Рогов Д.А.¹, Фокин В.И.¹

¹АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», Обнинск, Россия; *Alekseyevdv1981@yandex.ru;

Аннотация: представлены результаты разработки и экспериментальной апробации методики термовакуумных испытаний обтекателя летательного аппарата с применением тканевых нагревателей из углеродных материалов

Ключевые слова: термовакуумные испытания, тканевые нагреватели из углеродных материалов.

Введение

Одним из важнейших элементов конструкции летательного аппарата (ЛА) является головной антенный обтекатель, который в значительной мере определяет аэродинамические характеристики всего ЛА и точность его наведения на цель. Головные обтекатели защищают антенны самонаведения от силовых и тепловых воздействий набегающего аэродинамического потока, а также от других воздействий характерных для эксплуатации ЛА. К обтекателям предъявляются типовые для ЛА требования минимальной массы при обеспечении достаточной прочности и надежности. В зависимости от условий работы к обтекателям может предъявляться требование на стойкость к воздействию аэродинамического нагрева при пониженном давлении (далее – термовакуумные испытания).

Целью настоящей работы является разработка и апробация методики термовакуумных испытаний головного антенного обтекателя в форме оживала.

Разработка и апробация методики

В рамках разработки методики выбран кондуктивно-радиационный способ нагрева поверхности обтекателя с помощью тканевых нагревателей из углеродных материалов. Опыт применения тканевых нагревателей известен [1-2]. Способ реализовывался следующим образом - на поверхности обтекателя размещался чехол из углеродных тканей переменной толщины (далее - нагреватель), прижим которого к поверхности изделия осуществлялся металлическими хомутами через слой теплоизоляции. Конструкция нагревателя определялась расчетно на каждом из участков, полученных в результате условного разбиения нагревателя по высоте:

$$r_{yчi} = \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} + \dots + \frac{1}{r_{j-1}} + \frac{1}{r_j} \right)^{-1}, \quad (1)$$

где $r_{yчi}$ – требуемое электрическое сопротивление i -того участка нагревателя;

$r_1 \dots r_j$ – электрическое сопротивление слоев в i -том участке нагревателя.

$$r_j = \rho_{тк(1,2)} \frac{x_{i+1} - x_i}{S}, \quad (2)$$

где $\rho_{тк(1,2)}$ – удельное электрическое сопротивление углеродной ткани марки ТГН-2М (индекс 1) или марки Урал ТМ-4 (индекс 2) (определяется экспериментально); $x_{i+1} - x_i$ – длина i -го участка нагревателя; S – площадь поперечного сечения i -го участка нагревателя.

Так как нагреватель технологичней было изготавливать из четырех частей, сшиваемых по образующим, то:

$$S = a_{ср} \cdot h_{тк}, \quad (3)$$

где $h_{тк}$ – толщина ткани; $a_{ср}$ – среднее значение ширины i -го участка нагревателя, которое равно $\frac{1}{4}$ длины окружности внешней поверхности оболочки в i -ом сечении (рисунок 1), то есть

$$a_{ср} = 2\pi \frac{r_i}{4}, \quad (4)$$

где r_i – диаметр внешней поверхности оболочки изделия в i -ом сечении.

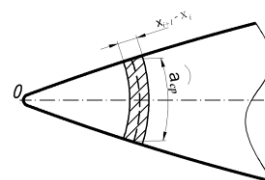


Рис.1 Схема определения среднего значения ширины i -го участка нагревателя

$$P_i = 4I_{нт}^2 r_{yчi}, \quad (5)$$

где $I_{нт}$ – сила тока, проходящего через нагреватель (принималось значение 600 А – номинальный ток автоматических выключателей, имевшихся в наличии);

P_i – тепловой поток в i -ом участке нагревателя.

$$T_i \approx k \frac{P_i}{m_i}, \quad (6)$$

где k – коэффициент пропорциональности, учитывающий физические свойства материала (плотность, теплоемкость, температуропроводность, излучательную способность и прочие);

T_i – требуемая температура в i -ом участке нагревателя;

m_i – масса изделия в i -ом участке.

При известных габаритных размерах и массе изделия, а также при известной требуемой температуре нагрева поверхности изделия и решая систему уравнений (5,6) находим требуемое электрическое сопротивление каждого участка нагревателя ($r_{уч}$).

Далее, решая систему уравнений (2-4), находим электрическое сопротивление слоев в каждом участке нагревателя. Принимается, что количество слоев не может быть более 10. Каждый слой может быть изготовлен либо из ткани ТГН-2М, либо из ткани Урал ТМ-4, либо может отсутствовать вовсе. Дальнейшая задача сводилась к подбору комбинаций слоев в каждом участке нагревателя таким образом, чтобы сопротивление участка было максимально приближенным к требуемому ($r_{уч}$). Задача перебора 3^{10} комбинаций на каждом участке нагревателя была решена с помощью надстройки «Поиск решения» в программе Excel. Максимальная погрешность подбора конфигурации слоев нагревателя (отклонение фактического сопротивления участка от требуемого) составила не более 10 %.

На основании проведенных расчетов был изготовлен нагреватель, представленный на рисунке 2(а). На рисунке 2(б) представлен узел нагрева в сборе, на рисунке 2 (в) – стенд термовакуумных испытаний.

режимов испытаний (нагрев до 1800 К, давление не более 66 Па) с погрешностью не более 10 % на стенде термовакуумных испытаний.

Выводы

1. Разработана и экспериментально апробирована методика оценки работоспособности высоконагруженных элементов конструкций летательных аппаратов в условиях аэродинамического нагрева при пониженном давлении.

2. Стенд термовакуумных испытаний аттестован отделом метрологии АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина» и признан годным для проведения испытаний на воздействие аэродинамического нагрева при пониженном давлении.

Список литературы

1. Райлян В.С., Алексеев Д.В., Фокин В.И. Методика теплопрочностных испытаний элементов летательных аппаратов с перфорированной стенкой // Авиационная промышленность – 2008.- №3. – С.43-45.

2. Райлян В.С., Русин М.Ю., Алексеев Д.В. Воспроизведение аэродинамического нагрева керамических обтекателей ракет контактными нагревателями // Тепловые процессы в технике – 2015.-Т.7. - №11. – С.517-522.

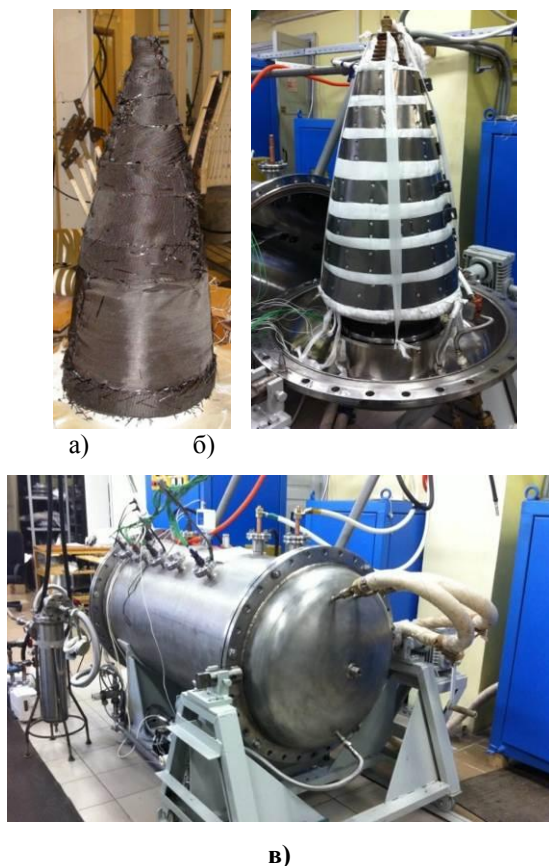


Рис.2. Стенд термовакуумных испытаний: а – нагреватель; б – узел нагрева; в – стенд термовакуумных испытаний в сборе

В результате проведенных экспериментов подтверждена возможность воспроизведения требуемых

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ЛИНЕЙНОГО РАСШИРЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА

Атрощенко И.Г.*, Терехин А.В., Райлян В.С., Рауткин А.С., Коваленко П.В., Антонов В.В., Клемазов К.В.

АО ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», Обнинск, Россия, *iratroschenko@mail.ru

Аннотация: Представлены результаты по разработке конструкции теплозащитного экрана из термостойкого композиционного материала. По результатам исследований ТКЛР и корректировки конструкции стенки и технологии изготовления удалось снизить максимальную величину теплового расширения внешней поверхности экрана при проведении теплового режима. Проведен расчет максимально допустимого значения расширения, разработана установка и методика по определению расширения экрана. Полученные результаты подтвердили правильность конструкторских и технологических решений.

Ключевые слова: теплозащитный экран, термостойкие композиционные материалы, радиопрозрачные композиционные материалы, температурный коэффициент линейного расширения.

Современные летательные аппараты (ЛА) представляют собой весьма сложный технический комплекс. В настоящее время в мировой практике самолетостроения наблюдается стойкая тенденция к увеличению скоростей и маневренности, базирующаяся на жесткой конкуренции среди производителей самолетной, вертолетной и ракетной техники на общемировом рынке гражданской и военной техники. Это влечет за собой постоянное увеличение требований, предъявляемых к радиопрозрачным элементам конструкции, прежде всего к головным элементам ЛА.

Головной элемент ЛА подвергается экстремальным нагрузкам со стороны набегающего аэродинамического потока, приводящего к значительному нагреву наружной поверхности диэлектрической оболочки и создающего силовые нагрузки, действующие совместно с инерционными силами на элементы крепления с корпусом ЛА в течение всего времени полета.

Одной из эффективных мер по снижению теплового состояния на антенном оборудовании в конструкциях ЛА является использование радиопрозрачных теплозащитных экранов. В зависимости от условий эксплуатации, конструкции таких элементов перспективно выполнять из термостойких композиционных материалов (КМ).

Исходя из требований, предъявляемых к теплозащитному экрану и элементу ЛА в целом, температурных режимов эксплуатации, требованиям надежности узла соединения оболочка-экран-металлический шпангоут были проведены исследования свойств различных КМ. По комплексу свойств в качестве материала для изготовления экрана был выбран композиционный материал на основе неорганического (алюмохромофосфатного) связующего и текстурированного стеклонеполнителя (ХАФС). Различные испытания, проведенные с материалом, показали его эксплуатационную надежность в области высоких температур (до 1200 °С).

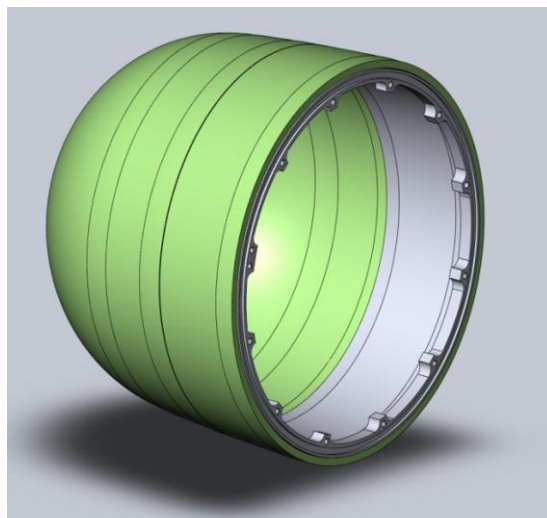


Рис.1 Конструкция теплозащитного экрана

При определении температурного коэффициента линейного расширения (ТКЛР) перпендикулярно армирующим слоям для материала ХАФС был выявлен факт его резкого увеличения в температурном диапазоне эксплуатации ТЭ. Данный факт мог привести к «распуханию» ТЭ, и, как следствие, разрушению керамической оболочки при эксплуатации.

Была разработана методика для определения ТКЛР перпендикулярно армирующим слоям в широком диапазоне температур.

Проведены исследования различных модификации материала ХАФС, где в качестве наполнителя использовались кремнеземные и кварцевые ткани. Образцы материала ХАФС подвергались разным режимам термообработки.

В ходе работы удалось снизить ТКЛР материала ХАФС перпендикулярно армирующим слоям в температурном диапазоне эксплуатации ТЭ, увеличив максимальную температуру термообработки.

Низкие значения ТКЛР в температурном диапа-

зоне эксплуатации ТЭ для материала с наполнителем в виде кремнеземной ткани позволили провести корректировку конструкции стенки с целью снижения общего ТКЛР силового пояса экрана. Графики зависимости ТКЛР перпендикулярно армирующим слоям для материала на основе кварцевой (ХАФСкв) и многослойной кремнеземной ткани (ХАФСмк) и различными режимами термообработки представлены на рисунке 2.

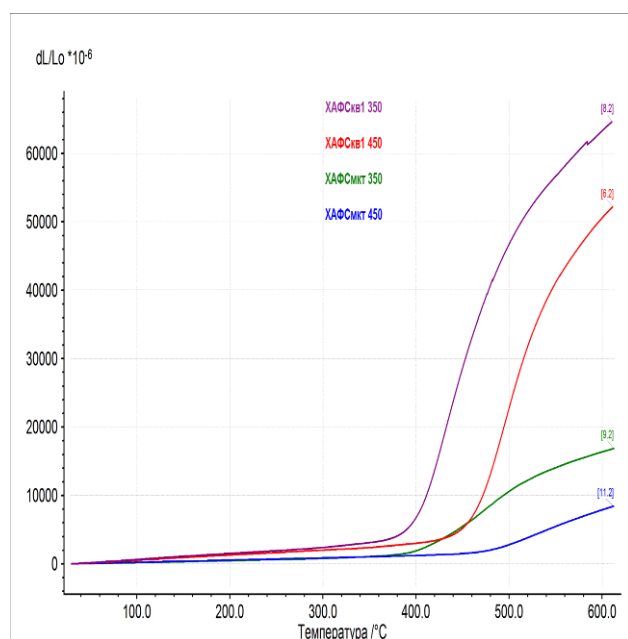


Рис. 2 График ТКЛР перпендикулярно армирующим слоям для материала ХАФС

Разработана методика по определению максимальной величины теплового расширения внешней поверхности экрана в процессе нагрева по режиму, имитирующему режим эксплуатации.

Нагрев теплозащитного экрана осуществляется индукционным способом с помощью нагревателя, представляющего собой индуцирующий провод прямоугольного сечения, расположенный внутри промежуточного нагревательного элемента, выполняющего роль твердотельного излучателя. Прямоугольное сечение провода позволяет сконфигурировать электромагнитное поле большой мощности без необходимости активного охлаждения водой.

Для обеспечения точного измерения перемещения внешней поверхности теплозащитного экрана элементы индукционного нагревателя (индуктор и нагревательный элемент) расположены во внутренней полости экрана, при этом индукционная катушка располагается внутри нагревательного пояса (рис.3).

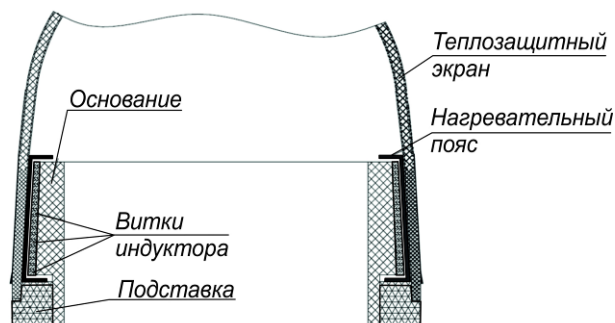
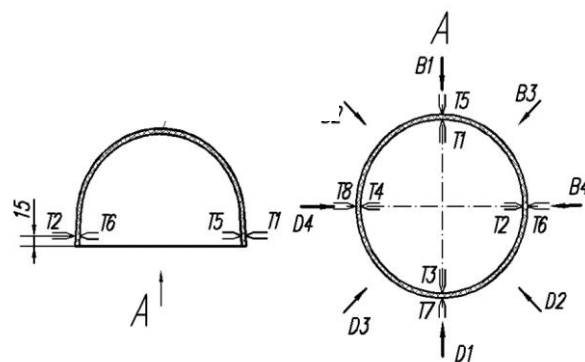


Рис. 3 Схема нагрева экрана индукционным способом

Контроль температуры нагрева в процессе испытаний осуществляется на внутренней и внешней поверхностях с помощью термоэлектрических преобразователей (термопары). Для измерения теплового расширения теплозащитного экрана в процессе нагрева используются датчики измерения перемещения. Схема установки термопар и датчиков перемещения на рисунке 4.



T1...T8 – термопары
D1...D4, D1...D4 – датчики контроля перемещений

Рис. 4 Схема установки термопар и датчиков перемещений

Расчетным путем было определено максимальное ограничение величины теплового расширения внешней поверхности экрана, при которых суммарные напряжения в керамической оболочке не превысят рассчитанное предельное значение.

Полученные результаты по определению максимальной величины теплового расширения внешней поверхности экрана в процессе нагрева по режиму, имитирующему режим эксплуатации не превышают максимально допустимые значения.

Тепловые испытания, имитирующие режимы эксплуатации элемента ЛА, подтвердили правильность принятых конструкторских и технологических решений.

МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ. ВЛИЯНИЕ МАСШТАБНОГО ФАКТОРА

Кирюшина В.В. *, Коваленко П.В., Ковалева Ю.Ю., Степанов П.А.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина», Обнинск, Россия; *vkiryushina@gmail.com

Аннотация: Проведено исследование масштабного эффекта прочностных свойств полимерных композиционных материалов на основе фенолформальдегидного и кремнийорганического связующих. Экспериментально установлено отсутствие значимого изменения максимальных изгибающих напряжений при разрушении образцов в диапазоне толщин менее 3,0 мм («тонкий» пластик) и снижение прочности при увеличении толщины от 3,0 до 7,5 мм («толстый» пластик), которое может быть описано масштабной зависимостью Вейбулла. Полученные результаты учтены в моделях прогнозирования надежности изделий из полимерных композитов на этапе проектирования.

Ключевые слова: полимерные композиционные материалы, стеклопластики, надежность, вероятность безотказной работы, масштабный фактор, прочность, модель Вейбулла.

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) широко используются в различных отраслях промышленности и успешно замещают традиционно используемые металлы и диэлектрики, в защитных композициях, теплоизоляционных, радиопрозрачных и конструктивных силовых элементах летательных аппаратов (ЛА).

Повышенные требования к надежности (вероятности безотказной работы) элементов ЛА требуют разработки вероятностно-статистических моделей на основе выбранных критериев разрушения и с учетом особенностей структуры ПКМ. При этом использование результатов механических испытаний лабораторных образцов для проектирования и моделирования крупногабаритных конструкций далеко не всегда является полностью корректным и обоснованным. Одной из проблем, в частности, является учет влияния параметра масштаба на прочностные и упругие характеристики ПКМ непосредственно в изделии (конструкции) [1-5].

Цель настоящей работы заключалась в исследовании влияния масштабного фактора на прочность стеклопластиковых материалов и его учет в моделях прогнозирования надежности изделий из ПКМ на этапе проектирования.

Объектами исследования данной работы являются ПКМ на основе фенолоформальдегидных смол (ФНкв.) и с последующей пропиткой раствором метилфенилспиросилоксана – МФСС-8 (ФНкв.+МФСС-8) [6].

Для оценки масштабного эффекта прочности были изготовлены образцы-балки из материалов ФНкв. и ФНкв.+МФСС-8 четырех типоразмеров. Толщины модельных образцов выбраны исходя из толщин стенок натуральных изделий, находящихся в опытно-конструкторских разработках и серийном производстве, и особенностей испытательного оборудования.

Испытания на определение предела прочности при статическом изгибе были проведены по основе тканевого наполнителя и при температурах $T = 20^{\circ}\text{C}$; 200°C ; 400°C и 500°C .

Результаты испытаний по определению предела

прочности при изгибе материалов ФНкв. и ФНкв.+МФСС-8 приведены в табл. 1 и 2 соответственно. Графически зависимости максимального изгибающего напряжения при разрушении от толщины образца при различных температурах испытания представлены на рис. 1, 2.

Табл. 1. Предел прочности при изгибе (МПа) образцов материала ФНкв.

Толщина образца, мм	Температура испытания, °С			
	T = 20	T = 200	T = 400	T = 500
1,6	430 ± 10	421 ± 17	285 ± 18	192 ± 28
3,0	486 ± 51	421 ± 61	236 ± 21	180 ± 4
4,0	405 ± 21	325 ± 28	213 ± 8	147 ± 10
7,5	360 ± 21	275 ± 25	171 ± 11	128 ± 9

Табл. 2. Предел прочности при изгибе (МПа) образцов материала ФНкв.+МФСС-8

Толщина образца, мм	Температура испытания, °С			
	T = 20	T = 200	T = 400	T = 500
1,6	436 ± 33	373 ± 39	251 ± 6	193 ± 4
3,0	453 ± 62	394 ± 47	259 ± 10	201 ± 4
4,0	348 ± 33	325 ± 23	237 ± 14	162 ± 11
7,5	325 ± 7	284 ± 13	192 ± 8	137 ± 10

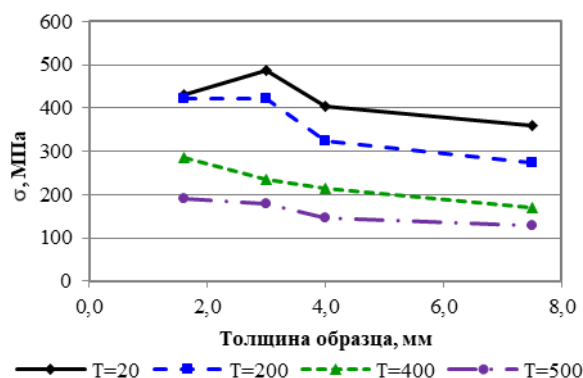


Рис. 1. Зависимость предела прочности при изгибе материала ФНкв. от толщины образца

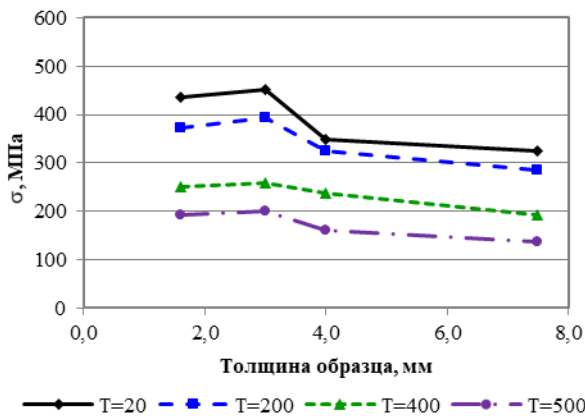


Рис. 2. Зависимость предела прочности при изгибе материала ФНкв.+МФСС-8 от толщины образца

Анализ представленных данных показывает, что в диапазоне толщин 3,0...7,5мм у обоих материалов отмечается тенденция к уменьшению среднего предела прочности при изгибе образцов для всех температур испытания. В среднем прочность образцов с $h = 7,5\text{мм}$ снижается на 30% по сравнению с прочностью образцов с $h = 3,0\text{мм}$.

При увеличении толщин образцов с 1,6мм до 3,0мм средняя прочность или значимо не меняется, или проявляет тенденцию к незначительному возрастанию (максимальное возрастание отмечается на 13% при $T = 20^\circ\text{C}$ у материала ФНкв.). Отсутствие значимого изменения прочности или ее уменьшение у исследуемых материалов при $h = 3,0\text{мм}$ и ниже хорошо согласуется с аналогичными результатами, полученными другими исследователями на полиэфирных стеклопластиках, армированных тканями различного плетения, и изложенными в [2]. При этом отсутствие или обратный масштабный эффект прочности у «тонких» пластиков был отмечен при толщине стенки менее 2,0мм, в связи с чем настоящее исследование планируется продолжить в диапазоне толщин 2,0...3,0мм и на выборках образцов, обладающих достаточной репрезентативностью. Однако уже на данном этапе полученный результат для «тонкого» пластика позволяет заключить, что для описания прочности материала в «тонкостенном» изделии и оценки его вероятности безотказной работы необходимо использовать функцию нормального закона распределения, а для оценки допустимых напряжений – результаты испытаний образцов толщиной, соответствующей толщине стенки изделия.

Масштабная зависимость прочности, вытекающая из модели Вейбулла, имеет вид [7, 8]

$$\frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_0} = \left(\frac{V_{eff0}}{V_{eff}} \right)^{1/m}, \quad (1)$$

где $\bar{\sigma}$ и $\bar{\sigma}_0$ – средние пределы прочности; V_{eff} и V_{eff0} – эффективные (напряженные) объемы образцов различных размеров или изделия и образца.

На рис. 3 и 4 приведены относительные снижения

предела прочности материалов ФНкв. и ФНкв.+МФСС-8 в зависимости от относительного увеличения объема образцов совместно с построенными по ним масштабными зависимостями (1). За $\bar{\sigma}_0$, V_0 взяты средняя прочность и объем образца с толщиной 3,0мм.

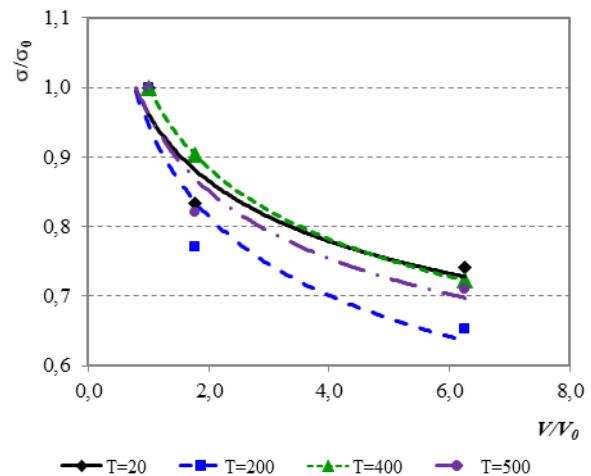


Рис. 3. Относительное снижение предела прочности при изгибе материала ФНкв. в зависимости от относительного увеличения объема

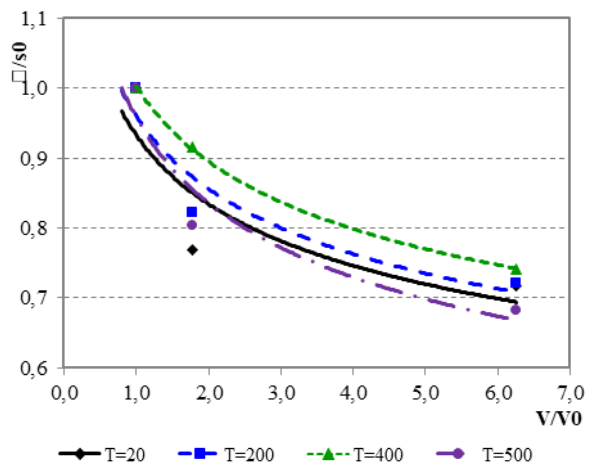


Рис. 4. Относительное снижение предела прочности при изгибе материала ФНкв.+МФСС-8 в зависимости от относительного увеличения объема

Как следует из представленных данных, для различных температур испытания наблюдается различная ошибка аппроксимации экспериментальных данных степенной кривой. Наибольшее расхождение для материала ФНкв. отмечается при $T = 200^\circ\text{C}$ – 12,6%; для материала ФНкв.+МФСС-8 – при $T = 20^\circ\text{C}$ – 15,7%. Для остальных температур испытания различия в прогнозируемых и экспериментальных оценках предела прочности обоих ПКМ составили не более 10%. Данная ошибка прогноза возможно связана с недостаточным количеством испытанных образцов и, следовательно, высокими значениями ошибок оценок среднего, в связи с чем исследования рекомендовано продолжить. Однако уже первоначально полученные результаты не про-

тиворечат тому факту, что масштабный эффект прочности исследуемых стеклопластиков, наблюдаемый экспериментально, может быть описан зависимостью (1), вытекающей из модели Вейбулла.

Значения модуля Вейбулла, оцененные по степеням аппроксимирующих масштабных кривых, составляют $m = 4,6 \dots 6,7$ для материала ФНкв. и $m = 5,1 \dots 6,2$ для материала ФНкв.+МФСС-8. Данные значения близки к значениям параметра m , получаемым по результатам испытаний на прочность стандартных образцов материалов в серийном производстве, что в свою очередь подтверждает корректность использования модели Вейбулла.

Таким образом, первоначальный анализ масштабного фактора прочности стеклопластиковых материалов приводит к разработке двух вероятностно-статистических моделей оценки надежности элементов ЛА из ПКМ на этапе проектирования.

Первая модель может быть применена для оценки надежности *тонкостенных* композитных изделий и основывается на функции нормального закона распределения. Вероятность безотказной работы в данном случае будет равна

$$P(\sigma) = 1 - \frac{1}{\sqrt{2\pi}S_{\sigma}} \int_0^{\sigma} \exp\left[-\frac{(x - \bar{\sigma})^2}{2S_{\sigma}^2}\right] dx,$$

где σ – уровень максимальных расчетных напряжений (их эквивалентные значения), возникающих в изделии в результате температурного и силового нагружения; $\bar{\sigma}$ и S_{σ} – среднее значение и стандартное отклонение предела прочности материала изделия, оцененные по образцам материала толщиной, имитирующей толщину стенки.

Вторая модель может быть применена для оценки надежности *толстостенных* композитных изделий, которым свойственен масштабный эффект, описываемый моделью Вейбулла. В этом случае вероятность безотказной работы равна

$$P(\sigma) = 1 - \exp\left[-\frac{1}{V_0} \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m dV\right],$$

где m , σ_0 – параметры распределения Вейбулла, оцененные по результатам испытаний образцов материала объемом V_0 .

Исследования масштабного эффекта прочности ПКМ необходимо продолжить в части увеличения количества образцов с целью минимизации статистических ошибок; испытания образцов других конфигураций и при других схемах нагружения, в частности при одноосном растяжении и межслоевом сдвиге.

Полученные в работе результаты необходимо учитывать при установлении допустимых уровней работы натуральных изделий и конструкций из полимерных композитов на основе данных по прочности лабораторных образцов, а также в оценке их надеж-

ности.

Список литературы

1. Васильев В.В. Механика конструкций из композиционных материалов. – М.: Машиностроение, 1988. – 272 с.
2. Тарнопольский Ю.М., Скудра А.М. Конструкционная прочность и деформативность стеклопластиков. – Рига: Зинатне, 1966. – 260 с.
3. Серенсен С.В., Зайцев Г.П. Разрушение стеклопластиков при кратковременном нагружении // Механика полимеров, 1965. – № 2. – С. 93-103.
4. Hitchon J.W., Phillips D.C. The effect of specimen size on the strength of CFRP // Composites, 1978. – № 9. – P. 119-124.
5. Cui W., Wisnom M., Jones M. Effect of specimen size on interlaminar shear strength of unidirectional carbon fibre-epoxy // Composites Engineering, 1994. – Vol. 4, № 3. – P. 299-307.
6. Русин М.Ю., Василенко В.В., Ромашин В.Г., Степанов П.А., Атрощенко И.Г., Шуткина О.В. Композиционные материалы для радиопрозрачных обтекателей летательных аппаратов // Новые огнеупоры, 2014. – № 10. – С. 8-13.
7. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике. – М.: Стройиздат, 1965. – 279 с.
8. Левшанов В.С., Фетисов В.С., Кирюшина В.В., Веревка В.Г., Русин М.Ю. Влияние масштабного фактора на прочность стеклокерамического антенного обтекателя // Механика композиционных материалов и конструкций, 2006. – Т. 12, № 3. – С. 312-316.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ СОЗДАНИЯ БЕЗЛАМПОВОЙ РАДИАЦИОННОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ В ИНЕРТНОЙ СРЕДЕ В ДИАПАЗОНЕ ТЕМПЕРАТУР ДО 1800 °С

Райлян В.С.¹, Алексеев Д.В.^{1,*}, Терехин А.В.¹,
Хамицаев А.С.¹, Гусев Р.М.¹

¹АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина», Обнинск, Россия; *Alekseyevdv1981@yandex.ru;

Аннотация: представлены результаты выбора структуры стенки безламповой радиационной установки, обеспечивающей нагрев керамических элементов летательных аппаратов до 1800 °С с выдержкой 500 секунд при максимальной температуре в инертной среде.

Ключевые слова: безламповая установка радиационного нагрева

Введение

Одним из важнейших элементов конструкции летательного аппарата (ЛА) является головной антенный обтекатель, который в значительной мере определяет аэродинамические характеристики всего ЛА и точность его наведения на цель. Наличие радиолокационных систем наведения в контуре управления ЛА определяет номенклатуру используемых в обтекателях материалов: стеклопластики, ситаллы и получившие наибольшее распространение керамические материалы.

Летательным аппаратам свойственно постоянное увеличение скоростей полета и маневренности, следствием чего является рост аэродинамических нагрузок на их агрегаты. [1]. Наибольшее распространение среди средств воспроизведения аэродинамических нагрузок в наземных условиях получили установки радиационного нагрева на базе ламп кварцевых галогенных. Однако, попытки проведения тепловых испытаний ряда новых изделий в указанных установках выявили невозможность воспроизведения длительных режимов нагрева (продолжительностью до 300 с) при температурах до 1550 °С в связи с выходом из строя ламп. В связи с этим возникает необходимость создания принципиально новых установок нагрева. Одной из таких перспективных установок может быть установка по патенту [2]. Суть изобретения заключается в замене кварцевых галогенных ламп на ткань углеродную, рабочая температура которой в инертной среде достигает 2400 °С. Для исключения химического взаимодействия ткани и поверхности испытуемого изделия ткань размещается к поверхности изделия с зазором, в который нагнетается аргон под давлением. Узким местом реализации описанной технической идеи является структура стенки установки из-за ее контакта с нагревателем.

Целью настоящей работы является выбор структуры стенки безламповой радиационной установки, обеспечивающей нагрев керамических образцов до температуры 1800 °С с выдержкой 500 с

при максимальной температуре в инертной среде.

Выбор структуры стенки установки

Для выбора структуры стенки установки безламповой радиационной установки необходимо было провести тепловые испытания различных вариантов структуры. Для этого была изготовлена установка (рисунок 1).

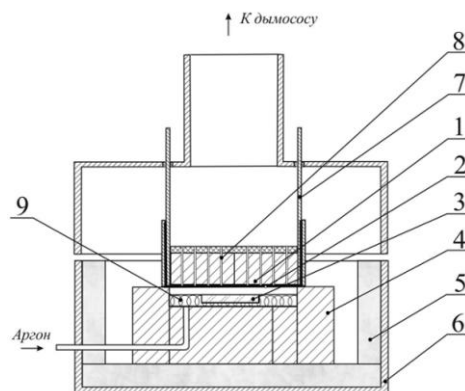


Рис.1. Схема установки тепловых испытаний конструкции № 1:

1 – испытуемый вариант структуры (ограничитель); 2 – нагреватель из углеродной ткани; 3 – керамический образец; 4 – нижнее основание узла нагрева из шамотных кирпичей марки ША-5; 5 – теплоизоляция из ТЗМК; 6 – корпус; 7 – электрические шины; 8 – сквозные отверстия в ограничителе; 9 – теплоизоляция камеры

В качестве элементов структуры стенки были рассмотрены следующие теплоизоляционные материалы в различных комбинациях:

- шамотный кирпич ШЛ-1,3-5;
- многослойная кремнеземная ткань МКТ-2,5;
- из углеграфитового войлока «Карбопон-22».

Результаты тепловых испытаний указанных материалов показали, что наиболее термостойким является углеграфитовый войлок. Однако, из-за того что войлок является проводником необходимо было

решить задачу электроизоляции войлока от нагревателя. Для этого были опробованы различные материалы: кварцевые и кремнеземные ткани, однонаправленная углеродная ткань. В результате совместных испытаний выявлена несовместимость углеродных материалов с кремнеземными и кварцевыми материалами при температурах более 1300 °С, т.к. продукты расплава кварцевой или кремнеземной тканей вызывают разрушение углеродной ткани и графитового войлока. Однонаправленная углеродная ткань позволяет изолировать углеграфитовый войлок от нагревателя, однако после проведения испытания ее структура разрушается.

Задача электроизоляции углеграфитового войлока от нагревателя из углеродной ткани была решена посредством специальных прорезей по всей ширине войлока перпендикулярно направлению тока в нагревателе для размыкания электрической цепи «шина-войлок-шина». Проведен режим нагрева керамического образца до температуры 1800 °С с выдержкой 500 с при максимальной температуре в инертной среде.

Выводы

В результате проведенных исследований доказана принципиальная возможность создания безламповой радиационной установки, обеспечивающей нагрев керамических элементов летательных аппаратов до 1800 °С с выдержкой 500 секунд при максимальной температуре в инертной среде.

Список литературы

1. Фокин В.И. Совершенствование методов и средств наземных статических испытаний конструкций головных обтекателей летательных аппаратов: дис...канд. техн. наук. Самара, 2009. 147 с.
2. Способ теплового нагружения обтекателей ракет из неметаллических материалов: пат. 2517790 Рос. Федерация. № 2012154953; заявл. 18.12.2012, опубл. 27.05.2014. Бюл. № 15.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ СОЗДАНИЯ УСТАНОВОК РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА НА ОСНОВЕ ГАЛОГЕННЫХ ЛАМП С ПРИМЕНЕНИЕМ ОПТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ОБРАЗЦОВ ДО 2000 °С В ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ СРЕДЕ

Райлян В.С., Русин М.Ю., Фокин В.И., Воробьев С.Б., Хамицаев А.С.

АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина», г.Обнинск, Россия; info@technologiya.ru

Аннотация: Приведены результаты исследования установки радиационного нагрева на основе галогенных ламп с применением оптической схемы. Представлен опытный образец источника направленного излучения на основе галогенной лампы с малым размером тела накала. Показано, что путем увеличения количества источников излучения можно достичь температур нагрева образца 2000 °С в воздушной среде.

Ключевые слова: испытание, высокотемпературный нагрев.

В настоящее время в установках радиационного нагрева существует ограничение (по максимальной температуре) применения кварцевых галогенных ламп. При температуре около 1200 °С начинается процесс рекристаллизации кварца, который приводит к помутнению стекла, снижению его прозрачности и к перегреванию колбы.

Основной причиной, накладывающей ограничения на эксплуатационные возможности лампы, является расположение ее в непосредственной близости от объекта нагрева, фактически в зоне нагрева, что и приводит к перегреву колбы лампы. Основными путями решения этой проблемы являются:

- разграничение ламп и объекта испытаний, например, кварцевым стеклом, с охлаждением колб ламп [1];

- удаление ламп от объекта испытаний и нагрев с использованием оптической схемы [2, 3].

Схема разработанного источника излучения, включающего кварцевую галогенную лампу и зеркальный параболический отражатель, приведена на рис. 1.

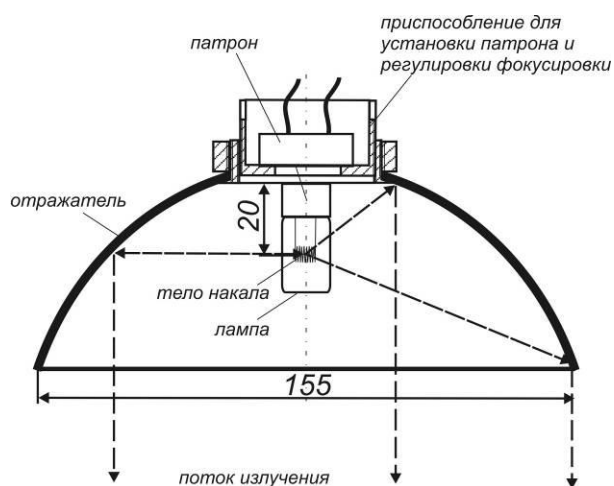


Рис. 1 Схема источника излучения

Расчетная оценка показывает, что при использовании лампы мощностью 250 Вт плотность падающего на образец теплового потока составит 7,8 кВт/м². При этом максимальная достигаемая температура поверхности испытываемого образца составит 609 К, а для достижения температуры образца 2000 °С потребуется около 200 источников излучения.

Проведенные эксперименты подтвердили результаты расчетных оценок. На рис.2 приведены результаты нагрева образца восемью источниками излучения.

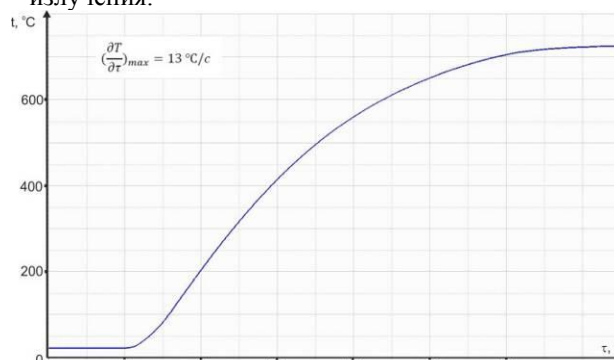


Рис.2 Диаграмма изменения температуры образца при нагреве восемью источниками излучения

При нагреве от восьми источников излучения была достигнута температура образца 820 °С. Таким образом, экспериментально была подтверждена возможность высокотемпературного нагрева в воздушной среде с помощью направленных источников излучения, причем, количество источников излучения для достижения 2000 °С составит около 180 шт.

Список литературы:

1. Ю.С.Ильин. Устройство для испытания материалов при высоких температурах. Патент №2525844 Российская Федерация, МПК⁷ G01S 7/40, опубли. 20.08.2014.
2. Материалы и покрытия в экстремальных условиях. Взгляд в будущее: В 3 т. – Т.3. Экспериментальные исследования/ Ю.В.Полежаев, А.Н.Баранов и др., Под ред. Ю.В.Полежаева и С.В.Резника. – М.: Изд-во МГТУ им.Н.Э.Баумана, 2002. – 264.: ил.
3. Ласло Т. Оптические высокотемпературные печи. – М.: Мир, 1968. – 212 с.

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВОЧНОГО РАСЧЕТА КЛЕЕВЫХ РЕМОНТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АВИАЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ ДЕГРАДАЦИИ УПРУГИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА

Федотов А.А.¹, Ципенко А.В.^{1,*}, Лебедев А.И.²

¹МАИ, Москва, Россия; *tsipenko_av@mail.ru;

²Hauns Inc., отдел промышленности и энергетики, Москва, Россия.

Аннотация: Предложена методика построения аналитической модели клевого ремонта алюминиевой обшивки композитными заплатами. Приведены результаты расчета эффективности ремонта для углепластиковой заплаты с учетом деградации упругих свойств материала. Для моделирования развития трещины в изотропном материале применен метод конечных элементов. Приведены результаты расчета с применением методов ускоренного моделирования циклического нагружения

Ключевые слова: клеевой ремонт, циклическое нагружение, аналитическая модель, деградация свойств.

Введение

Вопрос внедрения экономически выгодных методов поддержания и восстановления летной годности воздушных судов (ВС), выполненных из алюминиевых сплавов и полимерных композиционных материалов (ПКМ), встает все более остро в связи с ростом объемов авиаперевозок и повышения требований по регулярности выполнения полетов.

В настоящее время есть возможность реализовать технологию клевого ремонта конструкций ВС заплатами из ПКМ, которая будет давать экономический эффект [1]. В качестве преимуществ клеевых ремонтов можно отметить [2]:

- увеличение ресурса ремонта по сравнению с аналогичным болтовым ремонтом;
- снижение массы ремонтных накладок-заплат;
- меньшее влияние на аэродинамику отремонтированных поверхностей ВС.

Для задач проектирования ремонтных операций необходимо иметь расчетный модуль, который будет позволять оценивать напряженно-деформированное состояние (НДС) системы «конструкция-клей-заплата» для каждого случая повреждения и учитывать вероятность и скорость роста повреждения, а также изменение свойств материалов. Созданный расчетный модуль, имеющий в основе метод инклюзии [3,4], позволяет построить относительно простую и достаточно точную для предварительных проектировочных расчетов аналитическую модель клевого ремонтного соединения и оценить эффективность ремонта.

Использование такой методики в цепочке процесса разработки процедур ремонта экономически выгодно в ходе послепродажного обслуживания ВС для сокращения времени ответа на запросы организаций, эксплуатирующих ВС.

Моделирование клевого ремонта

Для расчета клевого ремонта схема соединения разбивается на две области – металлическая пластина с отверстием по форме приклеенной заплаты и составная пластина «заплата-клеевой слой-обшивка». На первом этапе расчета проводится оценка влияния заплаты на НДС обшивки и распределение

внутренних усилий между обшивкой и заплатай при отсутствии повреждений, на втором этапе определяется характер развития повреждения как реакция на новое НДС обшивки из-за присутствия приклеенной заплаты – проводится расчет коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) в поврежденной обшивке методами механики разрушения. Угруппированная блок-схема расчетного модуля клевого соединения представлена на рис. 1.

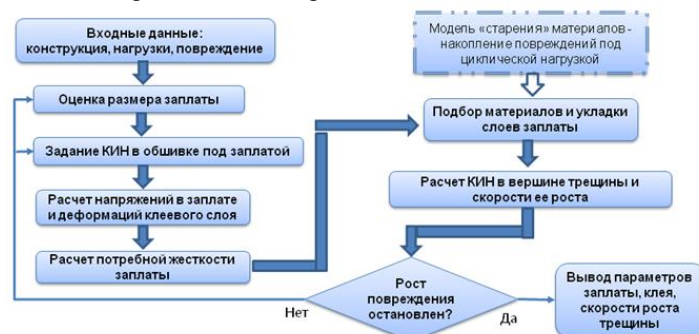


Рис. 1. Блок-схема расчетного модуля.

Расчет НДС клеевой системы без учета повреждения.

Расчет НДС производится отдельно для пластины с отверстием и для инклюзии с последующей стыковкой решений по условиям совместности деформаций. НДС задается наличием внешних механических и температурных нагрузок. Установка ремонтной заплаты лишь с одной стороны обшивки приводит к появлению дополнительного изгибающего момента в клеевом соединении, из-за чего возникают переменные по толщине механические напряжения, которые рассматриваются как суперпозиция изгибных и мембранных компонент.

Расчет КИН в обшивке с учетом повреждения

На основе величин напряжений с предыдущего этапа проводится расчет КИН в вершине трещины для определения параметров роста этой трещины. Наличие ремонтной заплаты моделируется при помощи набора упругих «пружин», перекрывающих трещину и соединяющих ее берега [5]. Мембранные и изгибные напряжения принимаются постоянными

вдоль линии трещины и равными своим значениям в центре обшивки в точке начала координат.

КИН в вершине трещины определяется вкладом мембранной и изгибной составляющих. Значения этих составляющих в вершине трещины получаются из решения интегрального уравнения, содержащего интеграл типа Коши. Решение полученной системы проводится по методу Галеркина с разложением неизвестных функций в полиномы Чебышёва.

Деградации упругих свойств материала заплаты

Развитие повреждения в алюминиевой обшивке задается циклически приложенной нагрузкой и упругими свойствами материала обшивки, которые определяются на основе серии испытаний. В ремонтном соединении часть нагрузки ослабленной повреждением обшивки воспринимается заплатой; в этом случае нагрузка на заплату также будет иметь циклический характер. Одним из основных факторов, принципиально влияющих на эффективность ремонта, является дегградация упругих свойств заплаты от воздействия циклической нагрузки.

На основании проведенных экспериментальных исследований удалось установить зависимость продольного модуля упругости углепластиковой заплаты от числа циклов нагружения. Испытания проводились при трех значениях температуры (-60С, +23С, +80С) с применением климатической камеры. После обработки данных по величинам деформаций при трех температурах были получены аналитические зависимости, удовлетворяющие результатам испытаний. Все три серии испытаний показали быстрое возрастание продольных деформаций на начальном участке нагружения в пределах 500 циклов и более пологое изменение величины деформации вплоть до окончания времени испытаний в 10^5 циклов. С наименьшей дисперсией результаты испытаний аппроксимируются зависимостью вида:

$$E_1(N) = E_1^{500} + (E_1^1 - E_1^{500})k^{-N}, \text{ при } 1 \leq N < 500;$$

$$E_1(N) = E_1^{500} + k_1 N + k_2 N^2, \text{ при } N \geq 500.$$

где N – число циклов нагружения; E_1^1 – средний модуль продольной упругости на первом цикле нагружения, E_1^{500} – средний модуль продольной упругости на 500-ом цикле нагружения, k, k_i – эмпирические параметры зависимости.

Анализ эффективности клевого ремонта

Эффективность ремонта оценивается по степени замедления роста трещины в исходном материале по сравнению со случаем отсутствия заплаты [6]. Для анализа эффективности построены графики зависимости размера трещины от числа циклов нагрузки для обшивки из алюминиевого сплава 7075-T6 и композитных заплат диаметром 150 мм с квазиизотропной укладкой, выполненных из угле-, стекло- и боропластика с эпоксидным связующим, а также из гибридного металл-полимерного материала

GLARE 2-3/2-0.2 (0/0). Клевым составом выбран клей Cytec FM-73M, механические свойства взяты из официальных данных производителя клевого состава. Лучшие и близкие результаты показали боро- и углепластики. Взят углепластик.

На рис. 3 представлены график роста размера трещины в зависимости от числа циклов нагружения для случая углепластиковой заплаты и зависимость для тех же условий с учетом дегградации упругих свойств по данным эксперимента. Приведены графики процесса развития трещины по нескольким методикам расчета эффективного размаха КИН в вершине трещины при циклической растягивающей нагрузке. Точками отмечены данные эксперимента.

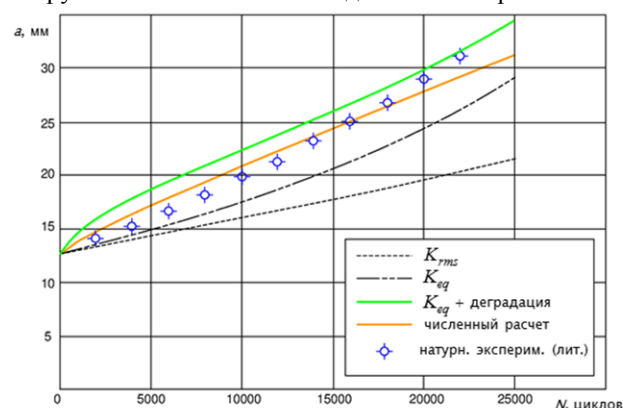


Рис. 3. Скорость роста трещины при клевом ремонте с учетом дегградации свойств материала заплаты.

Видно, что предлагаемая методика дает хорошее совпадение результатов расчета с экспериментом. Учет данных по изменению упругих свойств материала заплаты позволяет оценить скорость развития повреждения с некоторым запасом, что позволит задавать экономически целесообразный интервал инспекции места проведенного ремонта.

Конечно-элементная модель клевого ремонта

Для более подробного, по сравнению с аналитической моделью, моделирования работы клевого ремонта под нагрузкой была сделана конечно-элементная (КЭ) модель клевого ремонта в среде Abaqus. Ставилась задача сформировать КЭ модель, результаты расчета которой адекватно отражают работу клевого соединения и позволяют использовать полученную методику вычислений для прогноза скорости развития повреждений.

Модель ремонта состоит из модели обшивки, содержащей трещину исходной длины, и модели заплаты из композиционного материала. Передача усилия клеевой прослойкой между обшивкой и заплатой моделируется заданием условий контакта двух деталей по сопрягаемым поверхностям. Геометрия модели показан на рис. 4 (t_p – толщина заплаты, t_s – толщина обшивки). Характер роста трещины определялся разницей между КИН в вершине трещины при максимальном и минимальном уровне механического воздействия за 1 цикл нагружения.

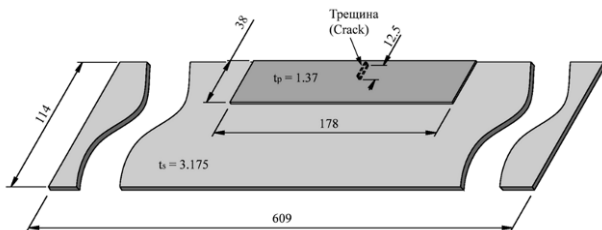


Рис. 4. Геометрия расчетной области конечно-элементной модели (размеры в мм).

Для настройки численного расчета и проверки корректности КЭ модели решалась задача растяжения пластины с существующей трещиной заданного размера при отсутствии ремонтной заплаты. Результаты КЭ расчета сравнивались с данными натурных экспериментов, приведенных в отчете [6].

Для моделирования процесса развития повреждения при циклической нагрузке применялись методы Abaqus: XFEM и Direct Cyclic Approach (DCA).

Моделирование развития трещины с применением XFEM используется для анализа роста повреждения в материнской конструкции (изотропный металл). Этим методом находят напряжения в вершине трещины и устанавливается факт роста трещины при заданной нагрузке. На основе сравнения полученного значения КИН с данными по трещиностойкости материала делается вывод о развитии трещины.

Для оценки усталости необходимо прикладывать нагрузку многократно. Если просто приложить величину усталостной нагрузки к модели XFEM, то трещина расти не будет – модуль усталостной нагрузки в разы меньше, чем модуль статической разрушающей нагрузки. Необходим способ учета цикличности нагрузки.

Метод DCA позволяет учесть переменную нагрузку. При приложении цикла нагрузки в КЭ-модели будут добавляться "фиктивные" деформации и напряжения, которые изменят общую картину НДС материала. Спустя заданное число циклов проверка по XFEM даст новое значение КИН и новый ответ на вопрос о приросте длины трещины. Далее запускается новая порция циклов нагрузки по методу DCA с новой трещиной и новой картиной НДС. И так далее до разрыва материала или до достижения рубежного числа циклов нагрузки.

Численное моделирование разрушения пластины из алюминиевого сплава 7075-T6 с краевой трещиной дало хорошее совпадение с данными экспериментов, что позволяет использовать созданную КЭ модель для анализа развития повреждения при наличии установленной на пластину заплаты.

Для моделирования клеевого ремонтного соединения исходная модель была дополнена моделью композитной боропластиковой заплаты, установленной на место повреждения так, чтобы трещина располагалась в центре заплаты. Сравнение результатов расчета по созданной КЭ модели проводилось по данным, опубликованным в работе [7].

На рис. 5 приведены графики изменения КИН (при максимальной и минимальной нагрузке в цикле) в вершине трещины, построенные на основе данных созданной КЭ модели для некоторых значений длины трещины a , и дается сравнение с КИН работы [7]. Хорошее совпадение КЭ расчета по построенной модели с экспериментом подтверждает корректную работу модели клеевого ремонта.

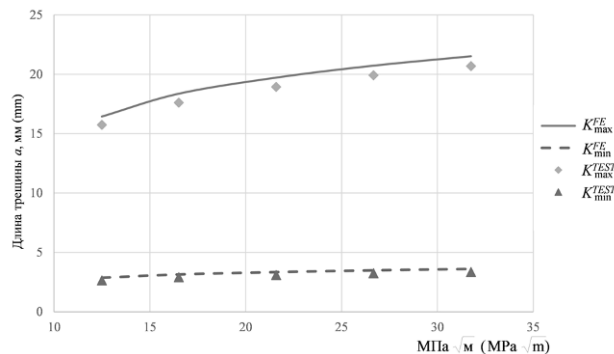


Рис. 5. Сравнение результатов численного моделирования с экспериментальными данными [7].

Выводы

Применение технологии DCA способствует существенному сокращению времени расчета одного варианта конструкции: расчет НДС при действии одного цикла синусоидальной нагрузки занял 10 сек, что потребовало бы около месяца для расчета всего интервала нагружения в $3.5 \cdot 10^5$ циклов; тогда как применение DCA позволило получить удовлетворительные результаты за 180 мин (вычисления проводились на ПК с CPU Intel Core i7, 3 GHz и RAM 6 Gb; количество конечных элементов составило 10930).

Предложенная методика расчета клеевых ремонтов позволяет оперативно производить анализ возможных случаев повреждения конструкции и подбирать оптимальный вариант установки заплаты с учетом влияния фактора деградации свойств материала под действием циклических нагрузок.

- Куликов В.В., Петрова А.П. Применение клеев при ремонте авиационной техники. (Обзор литературы) // Ремонт. Восстановление. Модернизация. – 2017. – №2. – С. 21-27.
- Baker A.A. Repair of metallic airframe components using fibre-reinforced polymer (FRP) composites. Rehabilitation of Metallic Civil Infrastructure Using Fiber Reinforced Polymer (FRP) Composites. Woodhead Publishing Ltd. 2014, pp. 11-59.
- Назаров С.А. Теорема Эшелби и задача об оптимальной заплате // Алгебра и анализ. – 2009. – Т. 21. – №5. – С. 155-195.
- Гольдштейн Р.В., Шифрин Е.И. Интегральные уравнения задачи об упругом включении. Полное аналитическое решение задачи об эллиптическом включении // Известия РАН. Механика твердого тела. – 2004. – № 1.
- Wang C.H., Rose L.R.F. A crack bridging model for bonded plates subjected to tension and bending. //International Journal of Solids and Structure. 1999, vol. 36, pp. 1985-2014.
- 7075-T6 and 2024-T351 Aluminum Alloy Fatigue Crack Growth Rate Data. NASA report TM-2005-213907. 2005.
- Duong, C. N., Wang, C. H. On the characterization of fatigue crack growth in one-sided bonded repair // Journal of Engineering Materials and Technology. 2004. Vol. 136, pp. 192–198.

ОКСИД-ОКСИДНЫЕ КОМПОЗИТЫ НА ОСНОВЕ ВОЛОКОН МУЛЛИТ-ОКСИД ЦИРКОНИЯ И СИЛИКАТА ИТТЕРБИЯ

Никонович М.Ю. *, Галышев С.Н., А.А. Колчин, Милейко С.Т.

Институт физики твердого тела РАН, Москва, Россия; *nikonovich@issp.ac.ru.

Аннотация: Пакеты полученных методом внутренней кристаллизации волокон муллита-оксида циркония и силиката иттербия спекались под давлением. Показана принципиальная возможность пакетирования волокон с плоскими поверхностями с целью получения оксидных композитов.

Ключевые слова: оксид-оксидный композит, муллит-оксид циркония, горячее прессование, прочность.

Оксид-оксидные композиты – класс конструкционных материалов, которые могут эффективно использоваться в условиях высоких и ультра-высоких температур, и удовлетворять требованиям повышенной радиопрозрачности, жаростойкости и сопротивлению ползучести.

В настоящей работе исследованы технологические возможности и характеристики прочности композитов на основе волокон муллита-оксида циркония и силиката иттербия ($Yb_2Si_2O_7$), отличающихся высокой прочностью при температурах до 1400 °С. Волокна были получены методом внутренней кристаллизации [1, 2]. Идеология работы основывалась на получении композита, структура которого представляла собой спекшиеся волокна со свободными плоскими границами [3].

Волокна в одном случае предварительно измельчались в ступке до средней длины 100 мкм, в другом – 300 мкм, и помещались в цилиндрическую графитовую пресс форму. Спекание всех образцов проводилось в вакууме горячим прессованием при температурах 1300 - 1500 °С при давлении 30 МПа.

Микроструктуры полученных образцов иллюстрируются на Рис. 1.

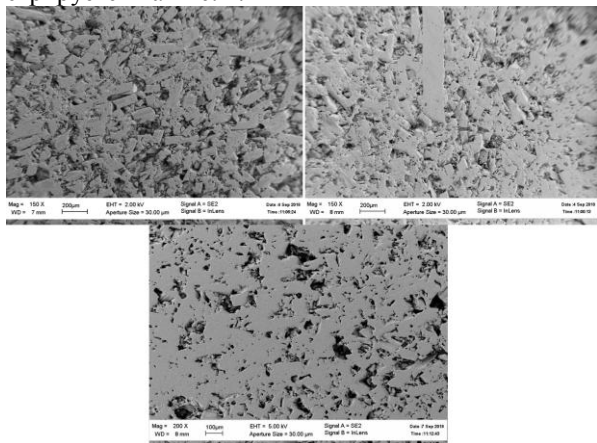


Рис. 1. Микроструктура образцов муллита- ZrO_2 с длиной волокна 100 мкм при температурах спекания: слева – 1300 °С, справа – 1450 °С, снизу – 1500 °С

Для механических испытаний на изгиб с перерезывающей силой полученная таблетка диаметром 20 мм разрезалась на 4 - 5 частей (Рис. 2).

В результате предварительных экспериментов были получены по несколько образцов указанных

типов.

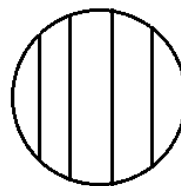


Рис. 2. Схема вырезания образцов из композитной таблетки в 2D-армированием.

Результаты испытаний предварительной серии образцов показаны на Рис. 3.

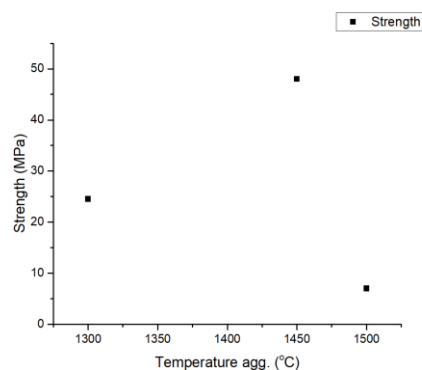


Рис. 3. Прочность композитов муллита- ZrO_2 с длиной волокна до 100 мкм в зависимости от температуры спекания.

Наибольшую прочность, 65 МПа, показал образец с длиной волокна 200 мкм, спекённый при температуре 1450 °С.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, проект 16-19-10624.

Список литературы

1. R.G. Carvalho, M.S. Pires, A.J.S. Fernandes, R.F. Silva, F.M. Costa. Directionally solidified eutectic and off-eutectic mullite-zirconia fibres // Journal of the European Ceramic Society – 2013. – №33. – pp. 953-963.
2. S.T. Mileiko, A.A. Kolchin, N.I. Novokhatskaya, N.A. Prokopenko, O.F. Shakhlevich. Mullite-zirconia fibres produced by internal crystallization method: Microstructure and strength properties // Composites Part A: Applied Science and Manufacturing – 2018. – №112. – pp.405-414.
3. С.Т. Милейко, А.А. Колчин, В.М. Кийко, А.Н. Толстун, Н.И. Новохатская. Трещиностойкие волокнистые керамические композиты. Патент РФ №2 588 534. – 2016.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРИВОЛИНЕЙНОЙ СЛОИСТОЙ БАЛКИ ПРИ ИЗГИБЕ

Русланцев А.Н., Думанский А.М., Алимов А.М.

ИМАШ РАН, andreiruslantsev@gmail.com

Аннотация: 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 межслоевой 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 Θ и увеличение кривизны балки. При этом вводим допущение, что балка не деформируется по толщине, следовательно, для всех слоев приращение радиуса кривизны составит dr .

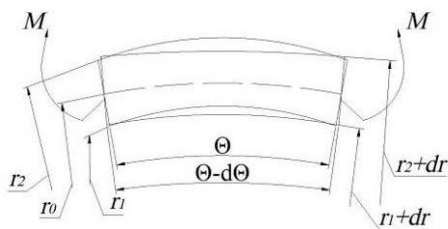


Рис. 1: Расчетная схема

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, $l_1 = (r_0 + dr_0 + y)(\Theta - d\Theta)$. Окружные деформации при этом равны

$$\varepsilon_c = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{y}{r_0 + y} \frac{d\Theta}{\Theta} = \left(1 - \frac{r_0}{r}\right) \frac{d\Theta}{\Theta}$$

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

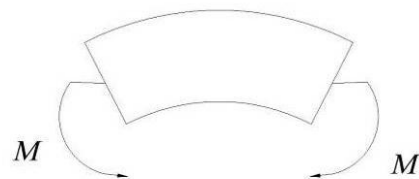


Рис. 2: Положительное направление изгибающего момента

Рассмотрим равновесие элемента балки (рис. 3) относительно вертикальной оси.

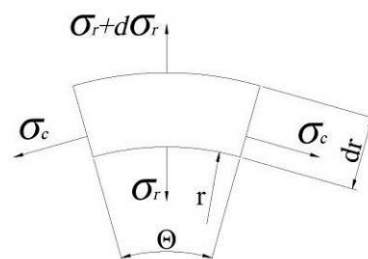


Рис. 3: Равновесие элемента

Вертикальная составляющая от окружных напряжений равна $-2\sigma_c dr \sin \frac{\Theta}{2}$.

Вертикальная составляющая от σ_r равна $-2 \int_0^{\frac{\Theta}{2}} \sigma_r \cos \alpha r d\alpha = -2\sigma_r r \sin \frac{\Theta}{2}$, а от $\sigma_r + d\sigma_r$, со-

ответственно,

$$2 \int_0^{\frac{\Theta}{2}} (\sigma_r + d\sigma_r) \cos \alpha (r + dr) d\alpha =$$

$$= 2(\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr) \sin \frac{\Theta}{2}$$

Суммируя эти составляющие, получим 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:

$$E \frac{d\Theta}{\Theta} = \frac{M}{\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - (r_2 - r_1)^2 \ln \frac{r_2}{r_1}}$$

$$\sigma_c = E \frac{d\Theta}{\Theta} \left(1 - \frac{r_2 - r_1}{r \ln \frac{r_2}{r_1}} \right)$$

$$\sigma_r = E \frac{d\Theta}{\Theta} \frac{(r - r_1)}{r}$$

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

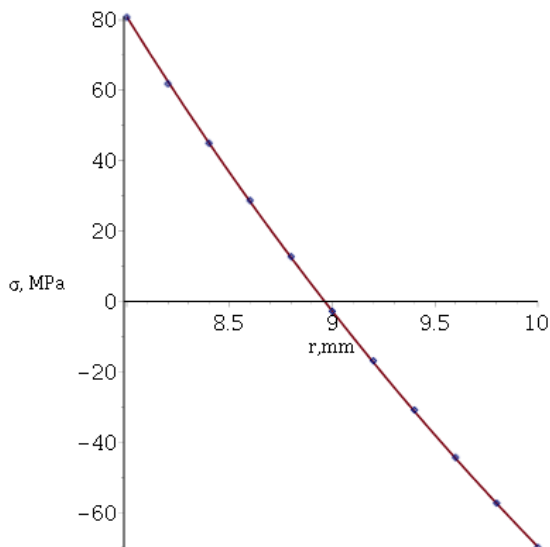


Рис. 4: Распределение окружных напряжений по толщине изотропной балки

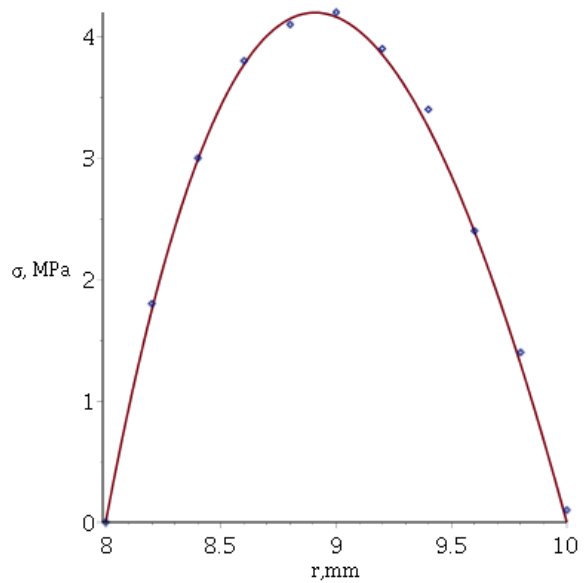


Рис. 5: Распределение радиальных напряжений по толщине изотропной балки

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

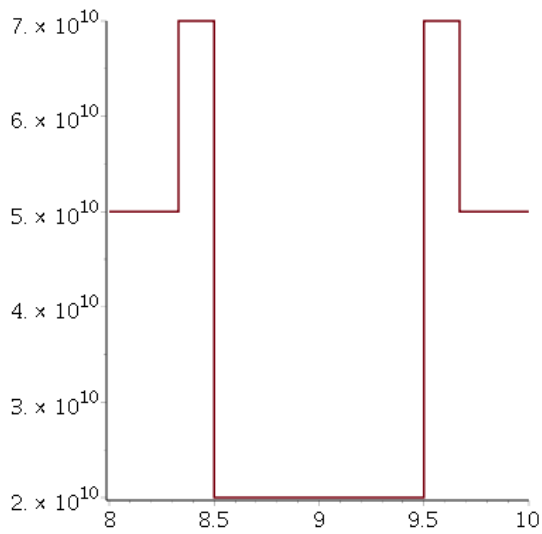


Рис. 6: Изменение модуля упругости по толщине балки

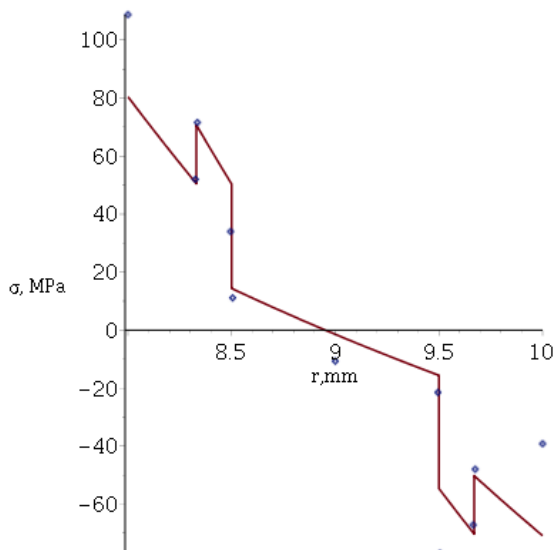


Рис. 7: Распределение окружных напряжений по толщине балки

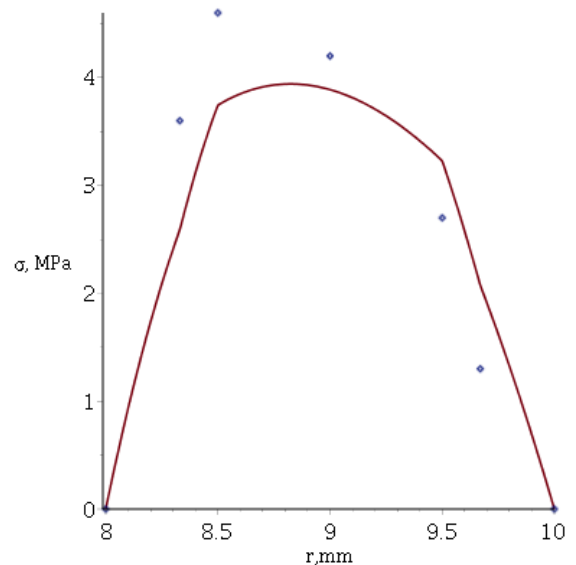


Рис. 8: Распределение радиальных напряжений по толщине балки

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.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 18-08-00372.

Литература

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.

АНАЛИЗ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТКАНОГО УГЛЕПЛАСТИКА С БИСМАЛЕИМИДНЫМ СВЯЗУЮЩИМ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ НАГРУЖЕНИИ

Русланцев А.Н.^{1,2}, Думанский А.М.^{1,2}, Таирова Л.П.², Портнова Я.М.³

¹ИМАШ РАН, ²МГТУ им. Н.Э. Баумана, ³АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина».
andreiruslantsev@gmail.com

Аннотация: В настоящей работе представлены результаты испытаний на растяжение образцов из углепластика БМИ-3.3692 на основе равнопрочной ткани и бисмалеимидного связующего. На основе соотношений наследственной механики и теории слоистых пластин получены выражения, описывающие деформации материала с заданной укладкой в зависимости от истории нагружения.

Ключевые слова: углепластик, ползучесть, теория слоистых пластин.

Введение

Углепластики – одни из наиболее распространенных материалов, применяемых в авиационной и ракетно-космической технике, они имеют высокий удельный модуль и удельную прочность, но также они существенно анизотропны и имеют склонность к растрескиванию и накоплению повреждений. Некоторые технологические методы позволяют решить проблему растрескивания, в частности, распространение трещин может быть заблокировано, если высвобождение энергии деформации не будет связано с растрескиванием. Один из вариантов такого высвобождения энергии – проявление временных эффектов.

В настоящей работе предложена модель ползучести равнопрочного тканого углепластика БМИ-3/3692 с бисмалеимидной матрицей при сдвиговом нагружении в плоскости слоя.

В [1, 2] показано, что наиболее значительные временные эффекты у волокнистых композиционных материалов проявляются при сдвиговом нагружении в плоскости слоя, в то время как при нагружении в направлении и поперек армирования реологические эффекты пренебрежимо малы.

В [3, 4] используются соотношения наследственной механики, имеющие следующий вид:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}(1 + K^*), \text{ где } K \text{ -- ядро ползучести:}$$

$$K^* \sigma(t) = \int_0^t K(t-\tau) \sigma(\tau) d\tau.$$

В качестве ядра ползучести могут быть использованы дробно-экспоненциальная функция Работнова, ядро Абея, ряды Прони и др. Наследственный подход является наиболее общей формой соотношений между напряжениями и деформациями при переменных во времени нагрузках. Также данный подход позволяет идентифицировать ряд взаимосвязанных функций, характеризующих материал. Так, выражения для описания релаксации может быть записано как $\sigma = E(1 - R^*)\varepsilon$, где R^* – ядро релаксации, определяемое из соотношения $(1 + K^*)(1 - R^*) = 1$.

Описание эксперимента

Образцы были вырезаны из 14-слойной пластины саржевого плетения. Все слои были ориенти-

рованы в одном направлении. Образцы вырезались под углами 0° , 30° , 45° и 90° к направлению основы ткани. Кривые деформирования образцов были получены при нагружении на испытательной машине Instron-7709. Образцы каждого направления вырезки нагружались со скоростью, соответствующей квазистатическому нагружению с последующей разгрузкой. Последнее нагружение производилось до разрушения. На каждый образец было наклеено 3 тензодатчика: два в продольном направлении и один в поперечном. Деформации регистрировались при помощи тензостанции СИИТ-4.

Образцы, вырезанные вдоль основы ткани, нагружались до напряжений 220 МПа, 440 МПа и 660 МПа, с последующей разгрузкой, а затем до разрушения, которое произошло при 800 МПа. Образцы, вырезанные поперек основы, нагружались до 75, 150, 300 и 450 МПа, а затем до разрушения (900 МПа). Диаграммы деформирования близки к линейным, упругие характеристики практически не зависят от уровня напряжений и скорости нагружения. Эти эксперименты позволили определить следующие упругие характеристики слоя: $E_1=90$ ГПа, $E_2=83$ ГПа, $\nu_{12}=0.04$.

Образцы, вырезанные под углом 30° к основе, нагружались до 100 МПа и 150 МПа, а затем до разрушения (200 МПа). Образцы, вырезанные под углом 45° , нагружались до 55, 110, 165 МПа и до разрушения (200 МПа). Кривые деформирования этих образцов близки к линейным при напряжениях, не превышающих 0.4 от разрушающих, и становятся нелинейными при повышении нагрузки. Вид диаграмм слабо зависит от скорости нагружения. Был определен модуль сдвига в плоскости слоя: $G_{12}=6.5$ ГПа.

Другие образцы, вырезанные под углом 45° , были испытаны на ползучесть. На протяжении всего эксперимента регистрировались продольные и поперечные деформации. Образцы были нагружены до 160 МПа за 15 секунд, затем в течение 2 часов поддерживался данный уровень напряжений без видимых признаков разрушения образца. Максимальные зарегистрированные деформации составили 1.8%.

Математическая модель

В [5] показано, что зависимость между напряжениями и деформациями может быть представ-

лена в виде определяющего соотношения наследственного типа: $G_{12}^0 \gamma_{12} = (1 + K^*) \tau_{12}$.

Используя выражение для резольвенты, было получено соотношение для напряжений, вычисляемых по известной истории деформирования: $\tau_{12} = G_{12}^0 (1 - R^*) \gamma_{12}$.

Определяющие соотношения для слоя могут быть записаны в следующей матричной форме:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{\nu_{21}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ \frac{\nu_{21}E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12}(1 - kR^*) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix},$$

$$\sigma_{12} = (G_{12}^0 - G^0 R^*) \varepsilon_{12},$$

где $G^0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$ – матрица, позволяющая учесть эффект ползучести.

Матрица жесткости пакета определяется как: $G_{xy} = G_{xy}^0 - \tilde{G}R^*$, где $G_{xy}^0 = TG_{12}^0T^T$ – матрица жесткости пакета без учета временных свойств, $\tilde{G} = TG^0T^T$ – поправочная матрица,

$$T = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & -2 \sin \theta \cos \theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 2 \sin \theta \cos \theta \\ \sin \theta \cos \theta & -\sin \theta \cos \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} -$$

матрица поворота, $\theta = 45^\circ$.

Матрицу податливости получаем обращением матрицы жесткости:

$$S_{xy} = G_{xy}^{-1} = [G_{xy}^0 (I - S_{xy}^0 \tilde{G}R^*)]^{-1} = (I - S_{xy}^0 \tilde{G}R^*)^{-1} [S_{xy}^0],$$

где $S_{xy}^0 = G_{xy}^{0-1}$.

Таким образом, после преобразований окончательно имеем:

$$S_{xy}^* = Q \text{diag} (1 - \lambda_i R^* (\mu - \lambda_i)) Q^{-1} S_{xy}^0.$$

Определяющие соотношения для пакета записываются в следующем виде: $\varepsilon(t) = S_{xy}^* \sigma_{xy}(t)$, где S_{xy}^* – матрица податливости, $\sigma_{xy}(t)$ – функция, описывающая историю нагружения.

Удовлетворительное согласие между расчетными и экспериментальными данными может быть получено при использовании ядра Абеля

$$R(t) = \frac{t^\alpha}{\Gamma(1 + \alpha)} \quad [5].$$

Минимизацией невязки был определен параметр ядра $\alpha = -0.75$.

Расчетные и экспериментальные кривые ползучести углепластика, вырезанного под углом 45° , представлены на рис. 1.

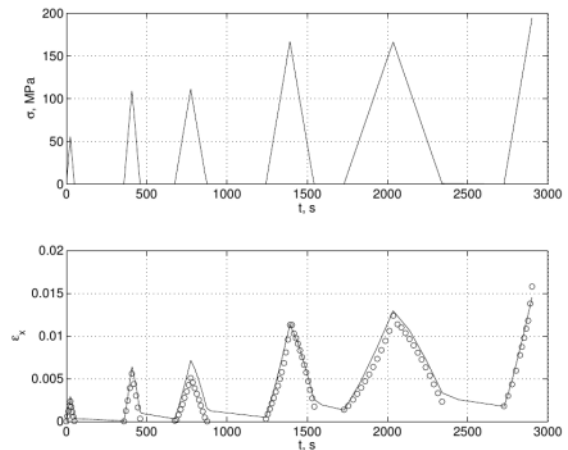


Рис. 1. Расчетная и экспериментальная зависимость напряжений и деформаций образца от времени

Таким образом, выполнен анализ анизотропии механических свойств тканого углепластика с наномодифицированной высокотемпературной матрицей. Проведены квазистатические испытания образцов, вырезанных под различными углами к основе ткани. Определены упругие и прочностные характеристики материала в продольном и поперечном направлении. Проведены испытания на ползучесть для выявления реологических эффектов. Получена модель наследственного типа, определены ее параметры. Показано удовлетворительное согласие между расчетными и экспериментальными данными.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 18-08-00372.

Литература

1. Kawai M., Masuko Y., Sagawa T. Off-axis tensile creep rupture of unidirectional CFRP laminates at elevated temperature // Composites: Part A, 2006, No.37 - pp. 257-269.
2. Sokolov E.A. The possibility of predicting the creep properties of the laminate organoplastic unidirectional fiber reinforced materials // Mechanics of Composite Materials. 1980. №1, pp 142-147.
3. Работнов Ю.Н., Паперник А.Х., Степанычев Е.И. Нелинейная ползучесть стеклопластика ТС8/3-250 // Механика полимеров. 1971. №3. –С.391-397.
4. Balevicius R., Marciukaitis G. Linear and Non-linear Creep models for a multi-layered concrete composite // Archives of civil and mechanical engineering 2013, No. 13, P. 472–490.
5. Тамуж В., Андерсонс Я, Анискевич К., Янсонс Ю., Корсгаард Д. Ползучесть и накопление повреждений в ортотропном композите при циклическом нагружении // Механика композитных материалов. 1998 т. 34. № 4. С. 447-460.

ДЕФОРМИРОВАНИЕ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА ПРИ НАГРУЖЕНИИ ПОД УГЛОМ К НАПРАВЛЕНИЮ АРМИРОВАНИЯ

¹Лю Хао, ^{1 2}Думанский А.М.

¹МГТУ им. Н.Э.Баумана, Москва, Россия; haoliu@mail.ru;

² Институт машиноведения РАН, Москва, Россия.

Введение

В настоящее время композитные материалы на полимерной основе широко используются во многих областях техники. Композитные материалы имеют высокую прочность и весовое совершенство, благодаря которым их используют в аэрокосмической и автомобильной промышленности, а также в строительстве, производстве спортивного оборудования. Однако, элементы конструкций, изготовленные из композитных материалов, обладают существенной анизотропией механических свойств, которая приводит к преждевременной потере несущей способности элементов конструкций из них. В связи с этим требуется разработка расчетно-экспериментальных методов комплексной оценки сопротивления деформированию и разрушению. При проектировании элементов композитных конструкций в ряде подходов используется опытные данные, полученные по результатам испытаний однонаправленных образцов. Важными характеристиками слоя являются физическая нелинейность, и наличие заметной зависимости механических свойств от времени [1-2]. Число публикаций, посвященных исследованию влияния этих факторов в последние годы растет.

Цель

Выявить особенности деформирования углепластика при переменных во времени нагрузках и разработать методы расчета и прогнозирования, позволяющие оценить влияние скорости деформирования на кривые деформирования образцов нагружаемых сжатием под углом к направлению армирования.

Экспериментальные результаты

На рис. 1-2 приведены кривые деформирования образцов из углепластика AS4/3501-6 [3] и IM7-8552 [4] при сжатии под углами к направлению армирования. Оба типа образцов были вырезаны под углами 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90° к направлению армирования. Испытания проводились с разными значениями скорости деформации, включая область динамического нагружения $90 \text{ c}^{-1} < \dot{\epsilon}_d < 400 \text{ c}^{-1}$) и низкоскоростное нагружение $\dot{\epsilon}_{qs} (\dot{\epsilon}_{qs} \approx 4 * 10^{-4} \text{ c}^{-1})$.

На рис. 1. приведены статические и динамические кривые деформирования однонаправленного углепластика AS4/3501-6 при сжатии под различными углами.

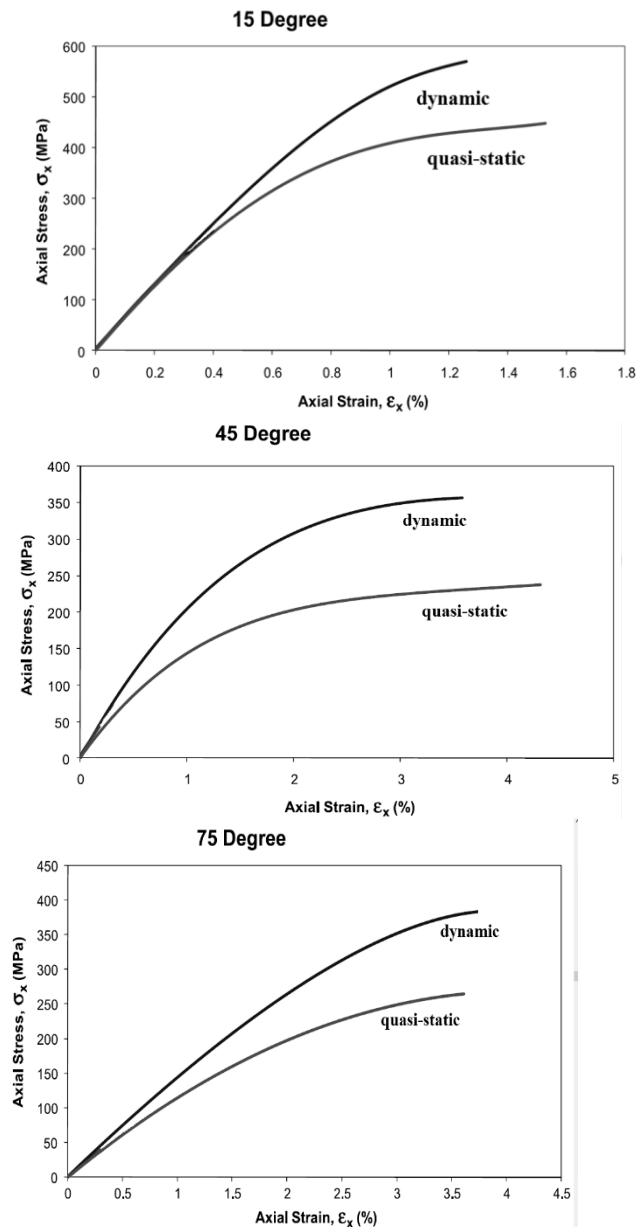


Рис.1 Кривые деформирования углепластика AS4/3501-6 [3].

На рис. 2 приведены статические и динамические кривые деформирования для однонаправленного углепластика IM7-8552 при сжатии под различными углами. [3].

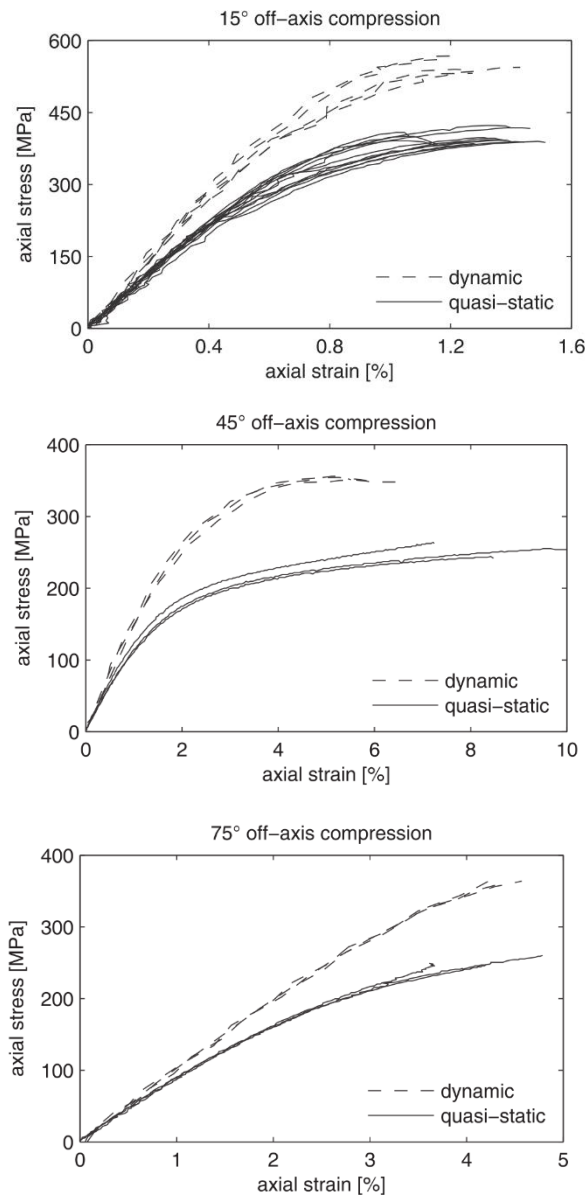


Рис. 2 Кривые деформирования углепластика IM7-8552 [4].

Анализ и математическая модель

Анализ кривых деформирования образцов показывает наличие существенной зависимости кривых от скорости деформирования, а также наличие физической нелинейности.

В качестве исходного соотношения выбиралось известное выражение для зависимости ортотропного материала под некоторым углом к главным осям ортотропии

$$E_{\theta} = \frac{E_1}{m^4 + \left(\frac{E_1}{G_{12}^0} - 2\nu_{12}\right)m^2n^2 + \frac{E_1}{E_2}n^4}, \quad (8)$$

где $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}$ - модули упругости в главных осях ортотропии, $m = \cos \theta$, $n = \sin \theta$ - тригонометрические функции угла между направлением действия нагрузки и направлением армирования.

Для учета влияния временных эффектов использовался принцип соответствия Вольтерра, представляющий операторные выражения характеристик упругости. Предполагалось, что операторные выражения для модулей могут быть представлены следующим образом: $\frac{1}{E^*} = \frac{1}{E^0}(1 + \lambda K^*)$, где K^* - оператор наследственного типа, модулю E^0 придается смысл мгновенного модуля упругости. При отсутствии временной зависимости он принимается равным, определяемому из опытов при квазистатическом нагружении, значению модуля упругости. В данном случае таким модулем являлся модуль в направлении армирования волокон, т.е. модуль E_1 . Учет физической нелинейности в данном исследовании не проводился, однако он может быть произведен с помощью обобщения, основанного на аппроксимации мгновенной кривой деформирования [1].

Операторное выражение модуля упругости примет следующий вид

$$E_{\theta}^* = \frac{E_1}{m^4 + \left(\frac{E_1}{G_{12}^0}(1 + K_{12}^*) - 2\nu_{12}\right)m^2n^2 + \frac{E_1}{E_2}(1 + K_2^*)n^4} \quad (9)$$

Выполнив алгебраические преобразования в (9), получим операторное выражение модуля упругости как функции угла

$$E_{\theta}^* = \frac{E_1}{A_{\theta} + B_{\theta}I_{\alpha}^*}, \quad (10)$$

$$\text{где } A_{\theta} = m^4 + \left(\frac{E_1}{G_{12}^0} - 2\nu_{12}\right)m^2n^2 + \frac{E_1}{E_2}n^4, \\ B_{\theta} = \frac{E_1}{G_{12}^0}m^2n^2k_{12} + \frac{E_1}{E_2}n^4k_2.$$

Выбирая в качестве наследственного оператора, оператор с ядром Абеля:

$$K^* f = I_{\alpha}^* f = \frac{1}{\Gamma(1+\alpha)} \int_0^t (t-\tau)^{\alpha} f(\tau) d\tau, \quad -1 < \alpha < 0,$$

с учетом обращения с помощью резольвенты получим следующее выражение

$$E_{\theta}^* = \frac{E_1}{A_{\theta}} \left[1 - \frac{B_{\theta}}{A_{\theta}} \mathfrak{E}_{\alpha}^* \left(-\frac{B_{\theta}}{A_{\theta}} \right) \right], \quad (11)$$

где $\mathfrak{E}_{\alpha}^* \left(-\frac{B_{\theta}}{A_{\theta}} \right)$ - дробно-экспоненциальная функция

Работнова соответствующего аргумента.

С учетом (11) определяющее соотношение устанавливающее связь между напряжениями и деформациями за заданному закону изменения деформации примет следующий вид

$$\sigma_{\theta} = E_{\theta}^0 \left[1 - k_{\theta} \mathcal{E}_{\alpha}^* (-k_{\theta}) \right] \varepsilon_{\theta}, \quad (12)$$

где $E_{\theta}^0 = \frac{E_1}{A_{\theta}}$, $k_{\theta} = \frac{B_{\theta}}{A_{\theta}}$ параметры, характеризующие анизотропию мгновенных и временных свойств образцов.

Тогда в линейной области определяющее соотношение для описания зависимости кривой деформирования от скорости деформирования примет следующий вид

$$\sigma_{\theta} = E_{\theta}^0 \left[1 - k_{\theta} \left(\frac{\varepsilon_2}{\dot{\varepsilon}} \right)^{1+\alpha} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\left(-k_{\theta} \left(\frac{\varepsilon_2}{\dot{\varepsilon}} \right)^{1+\alpha} \right)^n}{\Gamma[2 + (1+\alpha)(1+n)]} \right] \dot{\varepsilon} \varepsilon_{\theta} \quad (13)$$

где $\varepsilon = \dot{\varepsilon}t$. Следует отметить, что в определяющем соотношении при динамическом нагружении вместо дробно-экспоненциальной функции Работнова можно использовать выражение соответствующее оператору с ядром Абеля [1].

Для описания кривых деформирования необходимо определение ряда параметров. Упругомгновенные характеристики включают следующие константы ортотропного слоя: $E_1, E_2^0, G_{12}^0, \nu_{12}$. Поскольку временные характеристики определяются параметрами ядра Абеля: k_2, k_{12} и параметром сингулярности ядра α , который считается неизменным при описании временных свойств направлении, перпендикулярном направлению армирования и при сдвиге. В работе предполагается, что нелинейная деформация определяется параметрами аппроксимации кривой мгновенного деформирования при сдвиге в уравнении Работнова [1]. Аппроксимация может быть выполнена с помощью кусочно-линейной функции или степенной функции на нелинейном участке. Таким образом, число параметров в линейной области равно семи и дополнительно параметры аппроксимации нелинейного участка. Их число может изменяться.

Предложена следующая последовательность выполнения вычислений. Модуль упругости в направлении армирования предполагается независимым от времени и равен значению, определяемому по результатам квазистатических испытаний. Далее, выполняется обработка результатов испытаний при нагружении, в направлении перпендикулярном направлению армирования. Определяются параметры E_2^0, k_{12} .

Параметр сингулярности ядра Абеля по результатам ряда испытаний в рамках допустимой погрешности может быть принят равным -0,9. Далее, учитывая ранее определенные параметры, вычисляются пара-

метры, позволяющие описывать реологию свойств при сдвиге. Наибольший «вес» при этом будут иметь результаты испытаний образцов под углом 45° к направлению армирования. На рис. 3 приведено соответствие расчетных и экспериментальных данных при нагружении в направлении, перпендикулярном армированию.

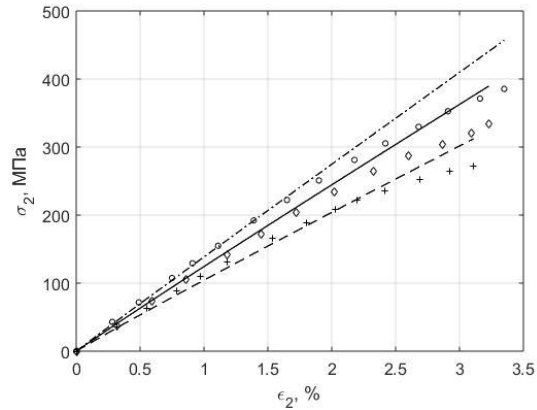


Рис.3. Кривые деформирования образцов углепластика 90° ($380; 0,8$ и 10^{-4} сек $^{-1}$).

В первом приближении поведение в направлении 90° можно считать линейным. Учет нелинейности в предлагаемой модели приводит к громоздким вычислениям.

Выводы

Экспериментальные значения модуля упругости и соответственно кривые деформирования при повышенных скоростях деформации лежат выше, чем при низких значениях. Таким образом, наблюдаемые в экспериментах закономерности подтверждают принадлежность такого типа материалов к классу наследственных сред. Реологические свойства однонаправленного углепластика, нагружаемого под углом к направлению армированию, главным образом определяются свойствами полимерной матрицы и её адгезией к волокну. Физически нелинейные деформация в основном определяется свойствами адгезии волокна и матрицы и в наибольшей степени проявляется при максимальных значениях сдвиговых напряжений, т.е. при нагружении под углом 45° .

1. Работнов Ю.Н. Элементы наследственной механики твердых тел. - М.: Наука, 1977. 384 с.
2. Dumansky A.M., Tairova L.P. The prediction of viscoelastic properties of layered composites on example of cross ply carbon reinforced plastic. M.: Proceedings of the World Congress on Engineering, 2007, Vol II. P.
3. Daniel I.M., Werner B.T., Fenner J.S. Strain-rate-dependent failure criteria for composites. Comp. Sci. and Tech, 2011, Vol. 71, p. 357-364.
4. Kober H., Xavier J., Camanho P.P., High strain rate characterization of unidirectional carbon-epoxy IM7-8552 in transverse compression and in-plane shear using digital image correlation, M.: Mech and Mater., 2010, Vol. 42, p. 1004-1019.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАВНОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ЛИСТОВЫХ ПРУЖИН ПРИ ПЕРЕМЕННОМ ИЗГИБАЮЩЕМ МОМЕНТЕ

Полилов А.Н.* , Татусь Н.А.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; * polilovan@mail.ru

Аннотация: В докладе рассмотрен энергетический способ оценки эффективности равнопрочных композитных упругих элементов при различных видах нагружения, заданного изгибающим моментом, изменяющимся по произвольному степенному закону. Выведена общая формула для коэффициента снижения массы равнопрочных балок.

Ключевые слова: композитный материал, низко модульный и высокопрочный стеклопластик, накопленная упругая энергия, равнопрочная листовая пружина, профилированная структура

Введение

О недогруженности балок при изгибе задумывался еще Галилей [1], который предложил убирать материал по мере приближения к свободному краю для создания равного сопротивления изгибающему моменту, «равнопрочности» (equistrong). В технических приложениях широко применяется лишь простейшая треугольная форма, соответствующая условию равнонапряженности при изгибе сосредоточенной силой. Большой интерес представляют балки, работающие не только как несущие элементы, но и как накопители упругой энергии – рессоры. Наиболее известное применение нашли многослойные рессоры, в которых длина листов изменяется по линейному закону. Без учета трения такие рессоры соответствуют треугольной балке со ступенчатым изменением ширины. Равнопрочное профилирование листов позволяет перейти к малослойным и однослойным рессорам [2]. Профилирование стальных листов – дело сложное, и оно применяется редко и ограниченно. Ситуация изменилась с появлением новых конструкционных материалов – волокнистых композитов, а именно, высокопрочных, но низко модульных однонаправленных стеклопластиков, так как для изготовления композитной рессоры любого профиля не требуется дополнительных усилий [3]. Так же как Природа без энергозатрат создаёт профилированные или ветвящиеся структуры (крона дерева, плавник рыбы, крыло бабочки) [4, 5], так и композитные технологии: пултрузии (pulltrusion), пулформинга (pull-forming) и др. позволяют легко получить любое изменение формы в процессе изготовления до полимеризации связующего.

Несмотря на кажущуюся изученность равнопрочных балок, при вычислении прогибов «сильно профилированных» балок возникают расходящиеся интегралы: прогибы обращаются в бесконечность при конечной энергии деформации. Анализ подобных противоречий позволяет сформулировать дополнительные ограничения на область применимости балочного приближения.

Особенности расчета на прочность при заданной податливости

Упругим элементам предъявляют два основных

противоречивых требования: они должны выдерживать заданную нагрузку и при этом быть достаточно податливыми, чтобы запастись требуемую упругую энергию, равную, например, весу автомобиля, умноженному на ход подвески. Требование по податливости должно выполняться точно, а требование по прочности – с произвольным запасом. При этом получаются неожиданные выводы, например, длинная балка с заданной податливостью может выдержать большее усилие, чем короткая.

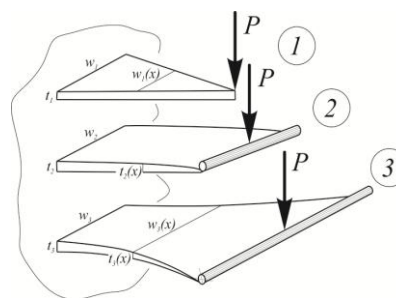


Рис. 1. Три наиболее распространенных типа профилированных равнопрочных балок для нагружения концевой силой: треугольная – с постоянной толщиной -1, параболическая – с постоянной шириной - 2 и констэра – с постоянной площадью сечения - 3.

Для получения наглядных результатов будем рассматривать симметрично нагруженную рессору, заменяя её консольной балкой длины l (length) с прямоугольным сечением, толщина t (thickness) и ширина w (width) которого изменяются по степенным законам:

$$w(\bar{x}) = w(1)\bar{x}^\alpha; t(\bar{x}) = t(1)\bar{x}^\beta; \bar{x} = \frac{x}{l} \in [0; 1]. \quad (1)$$

Случай нагружения сосредоточенной силой – самый простой и практически наиболее важный для упругих элементов. Случай равномерно распределенной нагрузки не намного сложнее, и он соответствует нагружению мостов, строительных конструкций или ветровым нагрузкам на крону дерева.

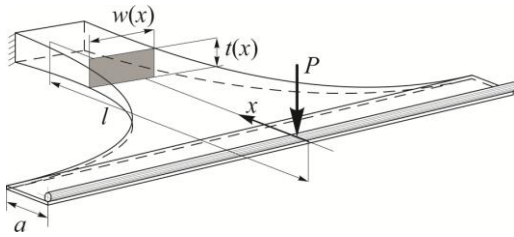


Рис. 2. Консольная балка констрэ с концевым участком с постоянными размерами сечения.

Далее будем рассматривать равнопрочную балку с постоянной площадью поперечного сечения (рис.2)

$$\sigma(1) = \sigma(\bar{x}); w(\bar{x})t(\bar{x}) = w(1)t(1) = const. \quad (2)$$

Это условие особенно важно для обеспечения прочности композитных балок, так как позволяет сохранять постоянное число неперерезанных волокон по всей длине рессоры. Из (1), (2) следует:

$$\left. \begin{aligned} \alpha + 2\beta &= 1 \\ \alpha + \beta &= 0 \end{aligned} \right\} \alpha = -1; \beta = 1. \quad (3)$$

Эффект равнопрочного профилирования

По теореме Кастильяно находится максимальный прогиб профилированной консольной балки:

$$v(0) = \frac{Pl^3}{E} \int_1^0 \frac{\bar{x}^2 d\bar{x}}{I(\bar{x})} = v_0(0) \delta_v;$$

$$I(\bar{x}) = \frac{w(1)t^3(1)\bar{x}^{\alpha+3\beta}}{12}; \quad (4)$$

$$C = \frac{P}{v(0)}; \delta_v = \frac{1}{1-\alpha/3-\beta}.$$

Аналогично коэффициенту формы по прогибу δ_v можно рассчитать коэффициент формы по объему:

$$\delta_v = \frac{V_s}{V_0} = \frac{l}{w(1)t(1)l} \int_0^1 w(\bar{x})t(\bar{x})d\bar{x} = \frac{1}{1+\alpha+\beta}. \quad (5)$$

Необходимые размеры корневого сечения определяются из условий по прочности и заданной жесткости C :

$$t(1) = \frac{2\sigma_* l^2}{3CEP_*} \delta_v = t_0 \delta_v, \quad w(1) = \frac{27P_*^3 E^2 C^2}{2\sigma_*^3 l^3 \delta_v^2} = \frac{w_0}{\delta_v^2},$$

где t_0, w_0 - постоянные размеры сечений прямоугольной балки, удовлетворяющей тем же условиям. Теперь можно рассчитать массу «идеальной» профилированной балки:

$$m(l) = \rho w(1)t(1)l\delta_v = \frac{9\rho P_*^2 EC}{\sigma_*^2} \cdot \delta_m, \quad (6)$$

где $\delta_m = \delta_v / \delta_v$ - коэффициент формы по массе профилированной балки по сравнению с прямоугольной. Из (6) видно, что масса зависит не только от прочности (которая примерно одинакова у стали и у однонаправленного стеклопластика) и от плотности ρ (которая у

стеклопластика в 3 раза ниже), но и от модуля упругости E , который почти в пять раз ниже у стеклопластика, чем у стали. Именно этот эффект делает стеклопластик наиболее эффективным конструкционным материалом для упругих элементов, и «идеальная» стеклопластиковая рессора может быть примерно в 15 раз легче, чем стальная.

Интересный вывод получается из (6) с учетом условия равнопрочности (3): $\alpha = 1 - 2\beta$. Коэффициент формы по массе при нагружении концевой силой для всех «идеальных» равнопрочных балок с заданной прочностью и податливостью одинаков:

$$\delta_m = \frac{1-\alpha/3-\beta}{1+\alpha+\beta} = \frac{1}{3}. \quad (7)$$

Энергетический анализ эффективности равнопрочных балок при разных условиях нагружения

Приведенные выше иллюстрации могут быть легко обобщены на случай изгибающего момента, изменяющегося по произвольному степенному закону:

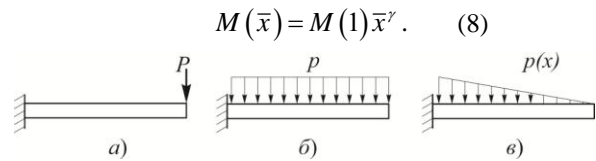


Рис. 3. Виды нагружения: а - концевая сила $\gamma=1$, б - равномерная $\gamma=2$ и линейно меняющаяся - в распределенная нагрузка $\gamma=3$.

Напомним, что перерезывающая сила выражается производной от момента: $Q(x) = dM/dx$, а распределенная нагрузка - производной от перерезывающей силы: $p(x) = dQ/dx = d^2M/dx^2$, поэтому рассмотренный выше случай концевой силы (рис. 3, а) соответствует $\gamma=1$, равномерная распределенная нагрузка - $\gamma=2$, линейно меняющаяся нагрузка - $\gamma=3$.

С помощью теоремы Кастильяно можно сразу, без вычисления прогибов, оценить накопленную упругую энергию в балке с переменным сечением под действием изменяющегося по длине момента:

$$U_* = \frac{6l}{E} \int_0^1 \frac{M^2(\bar{x})}{w(\bar{x})t^3(\bar{x})} d\bar{x}. \quad (9)$$

Из заданных значений максимального момента $M(1)$, прочности σ_* и упругой энергии U_* най-

дём требуемые размеры корневого сечения профилированной равнопрочной балки (1)/

Из условия по прочности:

$$1. \sigma_* = \frac{6M(1)}{w(1)t^2(1)};$$

и максимальной накопленной упругой энергии:

$$2. U_* = \frac{6M^2(1)l}{Ew(1)t^3(1)} \int_0^1 \bar{x}^{2\gamma-\alpha-3\beta} d\bar{x} = \\ = \frac{6M^2(1)l}{Ew(1)t^3(1)} \times \frac{1}{1+2\gamma-\alpha-3\beta},$$

находятся размеры корневого сечения:

$$t(1) = \frac{\sigma_* M(1)l}{U_* E(1+2\gamma-\alpha-3\beta)} = t_0 \delta_U; \\ w(1) = \frac{6U_*^2 E^2 (1+2\gamma-\alpha-3\beta)^2}{\sigma_*^3 M(1)l^2} = \quad (10) \\ = w_0 \delta_U^{-2} \Rightarrow \delta_U = \frac{1+2\gamma}{1+2\gamma-\alpha-3\beta},$$

где $w_0; t_0$ – постоянные размеры прямоугольной балки ($\alpha = \beta = 0$), удовлетворяющей тем же условиям по прочности и запасенной энергии.

Условие равнопрочности означает:

$$\frac{6M(1)\bar{x}^\gamma}{w(\bar{x})t^2(\bar{x})} = \frac{6M(1)}{w(1)t^2(1)} = const \Rightarrow \alpha + 2\beta = \gamma. \quad (11)$$

Теперь можно найти требуемую массу профилированной балки, сравнив её с прямоугольной:

$$m = \rho w(1)t(1)l\delta_U = \frac{\rho w_0 t_0 l \delta_U}{\delta_U} = m_0 \delta_m. \quad (12)$$

Учитывая соотношение равнопрочности $\alpha = \gamma - 2\beta$, находим:

$$\delta_m = \frac{\delta_V}{\delta_U} = \frac{1+2\gamma-\alpha-3\beta}{(1+2\gamma)(1+\alpha+\beta)} = \\ = \frac{1+2\gamma-\gamma-\beta_i}{(1+2\gamma)(1+\gamma-\beta)} = \frac{1}{1+2\gamma} \quad (13)$$

Выводы

Результат (13) объясняет постоянство коэффициента снижения массы равнопрочной балки с заданной упругой энергией для каждого вида нагружения: для концевой силы возможно снижение массы в 3 раза, для распределённой нагрузки – в 5, для линейно растущей от конца к корню – в 7 раз.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (гранты № 18-08-00372, 18-58-53029)

Список литературы

1. Черепанов Г.П. Равнопрочный тяжелый брус: решение проблемы Галилея // Физическая мезомеханика. - 2016. - Т. 19. - № 1. - С. 84-88.
2. Полилов А.Н., Татусь Н.А., Шабалин В.В. Особенности проектирования упругих элементов в виде профилированных композитных балок // Проблемы машиностроения и надежности машин, 2011. № 6. - С. 34-41.
3. Polilov A.N., Tatus N.A., Shabalin V.V. Peculiarities of constructing elastic elements in the form of shaped composite beams // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2011. Vol. 40. No. 6. - P. 532-537.
4. Полилов А.Н., Татусь Н.А., Плитов И.С. Оценка влияния разориентации волокон на жесткость и прочность профилированных композитных элементов // Проблемы машиностроения и надежности машин, 2013. № 5. - С. 58 - 67.
5. Polilov A.N., Tatus N.A., Plitov I.S. Estimating the effect of misorientation of fibers on stiffness and strength of profiled composite elements // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2013. Vol. 42. No. 5. - P. 390-397.
6. Eloy C. Leonardo's rule, self-similarity and wind-induced stresses in trees // arXiv: 1105.2591v2 [physics. Bio-ph]. 15 Nov. 2011.
7. Minamino R., Tateno M. Tree branching: Leonardo da Vinci's rule versus biomechanical models // Open Access available online. Plos one/ www. Plosone. Org, April 2014. Vol. 9, Issue 4, e 9535.

О ДАВЛЕНИИ ПРИ ЖИДКОФАЗНОЙ ТЕХНОЛОГИИ КОМПОЗИТА НА ПРИМЕРЕ УГЛЕАЛЮМИНИЯ

Галышев С.Н.^{1*}, Гомзин А.И.², Мусин Ф.Ф.³

¹Институт физики твёрдого тела РАН, Черноголовка, Россия; *galyshev@issp.ac.ru

²Уфимский Государственный Авиационный Технический Университет, Уфа, Россия;

³Уфимский институт химии РАН, Уфа, Россия

Аннотация: При получении композитов с металлической матрицей методом пропитки армирующего волокна расплавом матрицы одним из основных параметров является давление. В докладе по материалам статьи опубликованной во втором номере 2018 года журнала «Композиты и Наноструктуры» приведен теоретический анализ влияния давления на процесс пропитки углеродного волокна расплавом алюминия. Предложен способ расчёта давления инициации пропитки, определены теоретическая и экспериментальная зависимости доли пор от приложенного давления.

Ключевые слова: углеалюминий, алюминиевая матрица, углеродное волокно, пропитка, давление пропитки.

Введение

Распространенным методом производства волокнистых композитов с металлической матрицей является жидкофазная пропитка. С технологической точки зрения успешная реализация жидкофазной пропитки для получения композитов с металлической матрицей требует решения ряда проблем, среди которых взаимодействие расплавленного металла с материалом волокна с последующим образованием фаз, ухудшающих механические свойства композита, равномерность распределения волокна в матрице и другие. Однако первой проблемой, без решения которой невозможна жидкофазная пропитка, является отсутствие смачивания армирующего волокна металлическим расплавом. При отсутствии смачивания для компенсации капиллярного эффекта, необходимым условием жидкофазной пропитки является внешнее давление в жидком металле.

Минимальное давление, инициирующее пропитку, является необходимым, но не достаточным условием. Это связано с тем, что процесс пропитки представляет собой фильтрационное течение несмачивающей жидкости через пористую среду, при котором совершенно не обязательно заполнение жидкостью всего пространства пор. Жидкость протекает только через часть объема пор, другая часть которого остается незаполненной. Доля заполнения жидкостью пространства внутри пористой среды также зависит от приложенного к ней давления.

В настоящей работе, на примере композита с алюминиевой матрицей, армированной углеродным волокном, проведен расчет минимального давления инициации пропитки, определены теоретическая и экспериментальная зависимости доли пор от приложенного давления, рассчитаны скорости пропитки в поперечном и продольном направлении укладки волокна.

Теоретическая часть

На микроскопическом уровне оценка необходимого давления пропитки возможна с помощью подхода, описанного в [1]. В этой работе предлагается расчет поверхностной энергии на границе раздела между армирующим компонентом и жидким

металлом. Эту энергию необходимо сообщить системе для компенсации капиллярного эффекта.

Такой подход позволяет оценить вклад в величину давления для компенсации капиллярного эффекта. Однако, как будет показано далее, такой подход не может быть использован на макроскопическом уровне, поскольку не учитывает сопротивление пористой среды при фильтрации через нее жидкости или газа. Тем не менее, этот подход позволяет оценить энергию, затраченную на образование поверхности жидкий металл/волокно и минимальное давление, необходимое для начала процесса пропитки [1].

Путем простых математических преобразований получаем:

$$P = \frac{S_{LV} \cos(\theta) S_F}{1 - V_{F\%}} \quad (1)$$

где S_F – удельная поверхность волокна в единице объема, $V_{F\%}$ – доля волокна в единице объема.

Из уравнения (1) видно, что в термодинамическом подходе давление жидкого металла никак не связано с объемом, пропитанным металлом, тогда как на практике он напрямую зависит от приложенного давления.

В процессе пропитки пористой среды несмачивающей жидкостью, не весь объем, предоставленный жидкости, может быть заполнен ею. Для оценки доли пор в работе [2] была использована полуэмпирическая закономерность Брукса и Кори [3], установленная ими в контексте фильтрации влаги через различные типы грунтов. Эта закономерность выражается следующим соотношением:

$$\frac{V_P}{(V_P + V_L)} = \left(\frac{P_b}{P}\right)^\lambda \quad (2)$$

где V_P – объем пор в пропитанной пористой среде, V_L – объем жидкости в пористой среде, P_b – давление течения, которое связано с максимальным размером пор в сети каналов непрерывного потока, межфазными силами на границах раздела и углом смачивания, P – перепад давления в направлении течения жидкости, λ – показатель, который учиты-

вает распределение размеров каналов в конкретной пористой среде.

Заметим, что в работе [3] показано, что давление инициации течения P_b является минимальным давлением, при котором наблюдается пропитка среды несмачивающей её жидкостью.

Экспериментальная часть

В качестве материала матрицы в этой работе использовался алюминий технической чистоты с массовой долей алюминия не менее 99,7 %.

В качестве армирующего компонента использовалась однонаправленная ткань из углеродного ПАН-волокна марки UMT49-12K-EP (UMATEX Group, Россия).

Для эксперимента по пропитке при различном давлении и получения образцов углеалюминиевого композита в работе был использован оригинальный метод пакетной формовки, который заключается в следующем. В оболочку из листовой стали AISI 321 помещались компоненты композита, после чего оболочка герметизировалась и вакуумировалась. Остаточное давление внутри такого пакета составляло не более 10 Па. После этого, без потери герметичности пакет вместе с оснасткой в течении 1 часа разогревался в печи до температуры 700°C. Далее на гидравлическом прессе происходило формование пакета, как показано на Рис. 1. Давление в жидком металле было в пределах от 7,8 до 12,1 МПа. По достижении необходимого давления оснастка с пакетом под нагрузкой самопроизвольно остывала в течение 30 минут на воздухе.

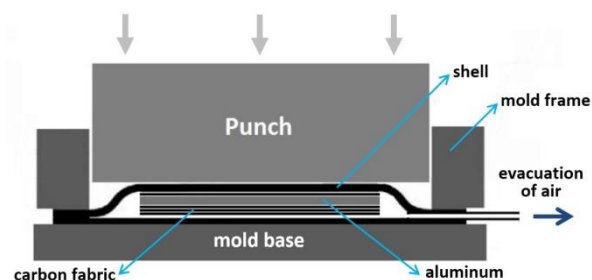


Рис. 1 Схема получения композита.

Полученные образцы композита были разрезаны, отшлифованы и отполированы в поперечной плоскостях укладки волокна. Исследование поперечных шлифов углеалюминиевого композита было проведено с помощью растрового электронного микроскопа JEOL JSM-6490LV. Структуру исследуемого материала снимали в режиме вторичных электронов с ускоряющим напряжением 20 кВ при увеличениях до 1500 крат.

Для определения объемной доли волокна в композите и областей без пропитки был использован точечный метод А.А. Глаголева [4].

Результаты и их обсуждение

Методом пакетной формовки была получена

серия образцов композита при величинах давления от 7,8 до 15 МПа. Микроструктура композита в плоскости поперечной направлению укладки волокна приведены на Рис. 2. Черные области (Рис. 3а) являются областями без пропитки. В микроструктуре композита, полученного при давлении 12,1 МПа (Рис. 3б) области без пропитки практически отсутствуют.

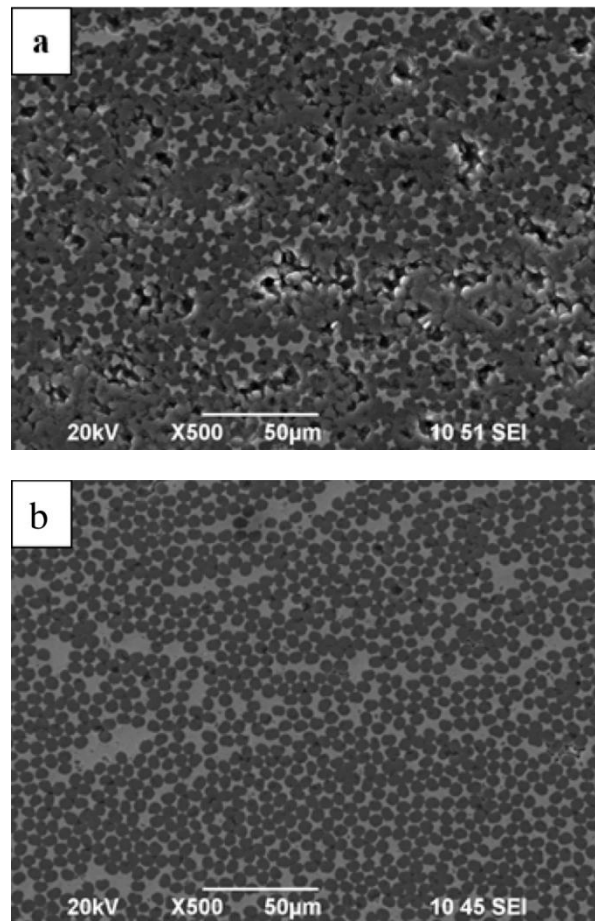


Рис.2 Микроструктура композита полученного при давлении: 7,8 МПа (а) и 12,1 МПа (б).

Методами металлографического анализа определены объемная доля пор, волокна и матрицы для образцов композита, полученных при различном давлении от 7,8 до 12,1 МПа. Построена экспериментальная зависимость доли пор от приложенного давления (Рис. 3), на графике показана треугольными точками.

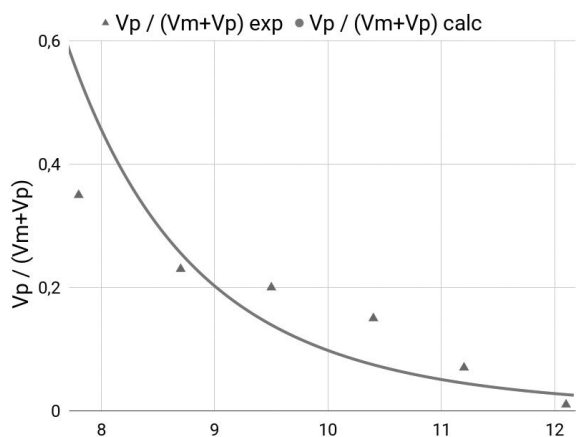


Рис. 3 Экспериментальная и расчетная зависимости доли пор от приложенного давления.

В соответствии с уравнением (4) была построена теоретическая зависимость $V_p / (V_p + V_L)$ от приложенного давления P (Рис. 3), которая показана на графике сплошной линией. Параметры $P_b = 7,14$ МПа и $\lambda = 6,9$ были определены с помощью экспериментальных данных.

Данные эксперимента хорошо согласуются с расчетными кривыми. Наблюдаемые отклонения могут быть связаны с погрешностью, вносимой разностью удельных объемов алюминия в жидком и твердом состоянии, которая составляет около 7% [2], а так же его усадкой при охлаждении до комнатной температуры (около 1-2%).

В работе [2] на основе экспериментальных данных для пропитки оксидных волокон жидким алюминием показано, что параметр P_b является минимальным давлением, необходимым для начала процесса пропитки.

Как упоминалось выше, минимальное давление P_b зависит от размера пор, поверхностной энергии на межфазных границах и угла смачивания. Эта зависимость соблюдается в формуле (2), а давление, рассчитанное по этой формуле, является аналогичным параметром.

Данные, используемые для расчета давления, необходимого для инициации пропитки по формуле (2) приведены в Таблице 1.

Табл. 1 Характеристики системы при 700°C для расчета давления начала инфильтрации.

	CF/Al	Al ₂ O ₃ /Al [2]	Al ₂ O ₃ /Al [5]
σ_{LV} , Н/м [6]	0,861	0,861	0,861
θ , град.	145 [7]	125 [8]	125 [8]
V_f	0,75	0,276	0,24
d_f , мкм	4,7*	3,8	3,8
P , МПа	7,2	0,273	0,216
P_b , МПа	7,14	0,287 [2]	0,12 [5]

Расчетное давление составило 7,2 МПа, расхождение расчетного и экспериментального значений - меньше 0,1 МПа. Для подтверждения возможности использования формулы (2) для расчета минимального необходимого давления так же был рассчитан этот параметр для систем, описанных в работах [2] и [5].

Расхождение между расчётными и экспериментальными значениями P_b так же не превысило 0,1 МПа, однако когда величина P_b близка к 0,1 МПа погрешность оказывается слишком большой. По всей видимости, эта неточность связана со структурой твердой фазы и состоянием её поверхности. Шероховатость поверхности увеличивает её удельную площадь, а ориентация кристаллографических плоскостей выходящих на поверхность твердой фазы влияет на точное значение угла смачивания. Эти факторы, которые не учитываются при расчете по формуле (2) приводят к погрешности составляющей около 0,1 МПа. Из этого следует, что, по всей видимости, формула (2) может быть использована только для оценки минимального давления необходимого для начала пропитки при расчете значений $P_b \geq 1$ МПа.

Заключение

Показана возможность применения термодинамического подхода для определения давления инициации пропитки волокна металлическим расплавом. Расхождение между расчётными и экспериментальными значениями давления инициации пропитки не превышает 0,1 МПа. Давление инициации пропитки углеродного волокна расплавом алюминия составило 7,2 МПа.

Список литературы

1. Mortensen A., Cornie J. On the Infiltration of MMC. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 1987, vol. 18A, pp. 1160-1163
2. Michaud V.J., Compton L.M., Mortensen A. Capillarity in Isothermal Infiltration of Alumina Fiber Preforms with Aluminum, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 1994, vol. 25A, pp. 2145-2152
3. Brooks R.H., Corey A.T., Hydraulic Properties of Porous Media. *Hydrology papers Colorado State University*, 1964, no.3, pp. 1-27
4. Глаголев А.А. Геометрические методы количественного анализа агрегатов под микроскопом. — М.: Госгеолиздат, 1941. — 263 с.
5. Masur L.J., Mortensen A., Cornie J.A., Flemings M.C. Infiltration of Fibrous Preforms by a Pure Metal. Part II. Experiment, *Metallurgical Transactions A*, 1989, vol. 20A, pp. 2549-2557
6. Eustathopoulos N., Nicholas M.G., *Wettability at high temperatures*. — Amsterdam: Pergamon, 1999. 419 pp.
7. Eustathopoulos N., Joud J.C., Desre P., Hicter J.M., The wetting of carbon by aluminium and aluminium alloys. *Journal of Materials Science*, 1974, vol. 9(8), pp. 1233-1242
8. Sobczak N., Sobczak J.J., Asthana R., Purgert R. The mystery of molten metal, *China Foundry*, 2010, vol.7, pp. 425-437

ОГЛАВЛЕНИЕ

		Стр.
1	ИЗУЧЕНИЕ СТРУКТУРНО-ФАЗОВОГО СОСТАВА КОМПОЗИЦИОННЫХ ГРАНУЛ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ, СОДЕРЖАЩИХ НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИЙ ГРАФИТ Аборкин А.В., Елкин А.И., Рябкова В.В.	3
2	КОНСТРУКТИВНО-СИЛОВАЯ СХЕМА КРЫЛА С ПРОСТРАНСТВЕННЫМИ СЕТЧАТЫМИ КОМПОЗИТНЫМИ НЕРВЮРАМИ. ПРОЧНОСТНОЙ РАСЧЕТ И ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ Азиков Н.С., Зинин А.В., Алипов А.Е., Косарев В.А., Васечкин А.В.	5
3	ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОМОДИФИЦИРОВАННОГО УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО КОМПОЗИТА ФРИКЦИОННОГО НАЗНАЧЕНИЯ ТЕРМАР-АДФ-КН Алисин В.В., Юдкин В.Ф.	7
4	ФЛАТТЕР КОМПОЗИТНОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ЛИНЕЙНО-ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ Бакулин В.Н., Конопельчев М.А., Недбай А.Я.	10
5	ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ И МОРФОЛОГИИ СУПЕРМАРТЕНСИТНОГО МЕТАЛЛА НА ЕГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА Батанова Н.В., Данилов В.Л.	13
6	ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ ДЛЯ УПРУГИХ ТЕЛ С ФУНКЦИОНАЛЬНО-ГРАДИЕНТНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ Бобылев А.А.	16
7	МЕТОДИКА ТОПОЛОГИЧЕСКОЙ ОПТИМИЗАЦИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ЗОНЕ ВЫРЕЗА Болдырев А. В., Камалиева Р. Н.	19
8	ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ДАННЫХ ЭЛЕКТРОННОЙ МИКРОСКОПИИ ПРИ ПЛАНИРОВАНИИ УСТАЛОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ УГЛЕПЛАСТИКОВ Гадолина И.В., Радченко А.А., Хрущов М.М., Лисаченко Н.Г., Матюшевский Н.В., Антонова О.С., Просвирнин Д.В.	22
9	ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЫСОКОНАПОЛНЕННЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СМОЛЫ ЭД-20 С УГЛЕРОДНЫМ НАПОЛНИТЕЛЕМ, ПОЛУЧЕННЫХ ПО ВОЛНОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ. Р.Ф.Ганиев, С.Р.Ганиев, В.П.Касилов, О.Н.Кислогубова, Д.В.Курменев, Маслов П.М., Мельшанов А.Ф.	25
10	О МЕТОДАХ ОСРЕДНЕНИЯ УРАВНЕНИЙ МЕХАНИКИ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В.И. Горбачёв ¹	27
11	ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСОБЕННОСТЕЙ НА НЕСУЩЮЮ СПОСОБНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Грачев В.А., Мельников Д.А., Рогов Д.А., Коваленко П.В.	31
12	ПРОЧНОСТЬ МЕТАЛЛО-КОМПОЗИТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ РАЗРУШЕНИИ Гришин В.И., Глебова М.А., Боровская Я.С., Гусева Н.В.	34
13	МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ И КОНСТРУКЦИЙ, ОСНОВАННЫЕ НА ПРИНЦИПЕ МНОЖЕСТВЕННОСТИ МОДЕЛЕЙ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ В ВАРИАЦИОННЫХ ПОСТАНОВКАХ Гусев Е.Л.	37
14	РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СТРИНГЕРНЫХ ПАНЕЛЕЙ ИЗ ПКМ Дударьков Ю.И ¹ , Левченко Е.А., Лимонин М.В., Шевченко А.В.	40
15	КОЛЕБАНИЯ ЗАКРУЧЕННОГО МНОГОСЛОЙНОГО СТЕРЖНЯ НЕСИММЕТРИЧНОГО ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ Дудченко А.А., Нурымбетов А.У.	43
16	МЕТОД РАСЧЕТА УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ КВАЗИИЗОТРОПНОГО	46

	ЛАМИНАТА В ЗОНЕ НАГРУЖЕННЫХ СРЕЗНЫХ БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ Дураджи В. Ю., Сафронов Н.О., Семернин А.В., Стрижиус В.Е., Тимофеев И.В. ²	
17	ACCELERATING THE COMMERCIALIZATION OF COMPOSITE MATERIALS AND STRUCTURES BASED ON SYNERGETICAL APPROACH Zaynetdinov R.I. Gadolina I.V.	48
18	НЕСТАЦИОНАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ БАЛКИ ЭЙЛЕРА-БЕРНУЛЛИ С УЧЕТОМ ДИФФУЗИИ Земсков А.В., Тарлаковский Д.В.	51
19	РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ И ИЗГОТОВЛЕНИЕ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ОПЫТНОГО ОБРАЗЦА НАПРАВЛЯЮЩЕГО АППАРАТА ПЕРВОЙ СТУПЕНИ КОМПРЕССОРА НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ Зорин Ю.В., Горлов А.В.	54
20	СОПОСТАВЛЕНИЕ ИНЖЕНЕРНЫХ ТЕОРИЙ СОПРОТИВЛЕНИЯ ПЛАСТИН ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Кабанова Л.А.	56
21	РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ ПОВЕДЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕНТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ Р.А. Каюмов, И.З. Мухамедова	58
22	РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ МНОГОЭТАЖНОГО ЖИЛОГО ЗДАНИЯ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ Р.А. Каюмов, И.З. Мухамедова	61
23	ПРОЕКТИРОВАНИЕ, ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ИСПЫТАНИЯ СИЛОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ ИЗ СЛОИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Комаров В.А., Павлов А.А., Павлова С.А.	64
24	РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ПЛОСКИХ ОБРАЗЦОВ И ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТЕРМОПЛАСТА, АРМИРОВАННОГО КОРОТКИМИ ВОЛОКНАМИ Куркин Е.И., Спирина М.О., Чертыковцева В.О.	67
25	АНАЛИЗ ВЫБРОСОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ПРОЧНОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ ПКМ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕОРИИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ Лисаченко Н.Г., Попов А.Г., Думанский А.М.	70
26	ЗАДАЧА О ДЛИТЕЛЬНОМ РАЗРУШЕНИИ СТЕРЖНЯ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С АГРЕССИВНОЙ СРЕДОЙ Локощенко А.М., Фомин Л.В., Басалов Ю.Г.	73
27	МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОНИЦАЕМОСТИ ЭЛЕМЕНТАРНОГО ОБЪЕМА СТРУКТУРЫ ТКАНИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ГЕОМЕТРИИ ОРТОГОНАЛЬНЫХ И УГЛОВЫХ ПЛЕТЕНИЙ Маунг П.П., Малышева Г.В.	75
28	УЧЕТ ВЛИЯНИЯ НЕУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ НА ХАРАКТЕРНЫЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ФАЗОВЫХ ПЕРЕХОДОВ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ Мишустин И.В.	77
29	АНАЛИЗ НЕЛИНЕЙНОГО ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ КОМПОЗИТОВ С ВОЛОКНАМИ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ Мовчан А.А., Чернов М.И., Казарина С.А.	80
30	НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ПРОВЕДЕНИЯ РЕМОНТНЫХ РАБОТ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ АРКТИКИ Нелюб В.А., Коноплин А.Ю.	83
31	ОБ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ВЫРОЖДЕННЫХ ГИПЕРГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ФУНКЦИЙ В МЕХАНИКЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ О.Г. Новоженова	84
32	ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТРАНСВЕРСАЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ СЛОИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Павлов А.А., Павлова С.А.	87
33	ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕОЛОГИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ КОСОУГОЛЬНО АРМИРОВАННЫХ ВОЛОКНИСТЫХ КОМПОЗИТОВ Паймушин В.Н., Каюмов Р.А., Холмогоров С.А.	90
34	МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ДЕГРАДАЦИИ И САМОЗАЛЕЧИВАНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	94

	Перельмутер М.Н.	
35	ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ТРЕЩИН С ГРАНИЦАМИ РАЗДЕЛА СРЕД С УЧЕТОМ УСЛОВИЙ НЕИДЕАЛЬНОГО СОЕДИНЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ Перельмутер М.Н.	97
36	ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕОРИИ ЭРГОДИЧНОСТИ К ОБРАБОТКЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ НЕРАЗРУШАЮЩЕМ КОНТРОЛЕ Правоторова Е.А., Скворцов О.Б., Троицкий О.А.	100
37	USE OF COMPOSITE MATERIALS BY CAI (COMPUTER-AIDED INNOVATION) FOR AEROSPACE SYSTEMS SYNTHESIS A.Bardenhagen, D.Rakov	103
38	РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МОДЕЛЬ ДИНАМИКИ КОНИЧЕСКОГО ЭЛЕМЕНТА КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ВИБРОМЕХАНИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ Рауткин А.С., Терехин А.В., Рогов Д.А., Грачев В.А., Антонов В.В., Черемных А.В.	106
39	МЕТОД ИМИТАЦИИ ДЕФЕКТА НЕПРОКЛЕЯ ЗАНИЖЕНИЕМ СОТОВОГО ЗАПОЛНИТЕЛЯ В МНОГОСЛОЙНЫХ СОТОВЫХ КОНСТРУКЦИЯХ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Русаков Д.Ю., Чернушин В.А.	109
40	К РАСЧЁТУ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ И ПЛОТНОСТИ ТОКА ПОНДЕРОМОТОРНЫХ ФАКТОРОВ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧНОСТИ Савенко В.С., Троицкий О.А.	111
41	МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ, ПРОИСХОДЯЩИХ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ Саганов Е.Б.	113
42	РЕШЕНИЕ ЗАДАЧ ИЗГИБА ДЛЯ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ С УЧЕТОМ РАЗНОСОПРОТИВЛЯЕМОСТИ ЭТИХ МАТЕРИАЛОВ.¹ Сафронов П.А.	114
43	ПРОБЛЕМА МИКРОГРАВИТАЦИОННОЙ И ИНЕРЦИАЛЬНОЙ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПРЕЦИЗИОННЫХ КОСМИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВЫСОКОМОДУЛЬНЫХ ВПКМ Саяпин С.Н.	116
44	НЕУПРУГОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ. АКУСТИКО-ЭМИССИОННОЕ ОТОБРАЖЕНИЕ. Северов П.Б.	119
45	ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СОТОВОГО ЗАПОЛНИТЕЛЯ В АВИАЦИОННЫХ ИЗДЕЛИЯХ ПРИ УКЛАДКЕ НА КРИВОЛИНЕЙНЫЕ ПОВЕРХНОСТИ Серебряков А.В., Степанов Н.В.	122
46	ПЛЕНОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ АЦЕТАТНОГО КРАХМАЛА И МОНТМОРИЛЛОНИТА КАК СИСТЕМЫ ДЛЯ ПРОЛОНГИРОВАННОГО ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ОКСИТЕТРАЦИКЛИНА Скобелева О.А., Кочкина Н.Е.	124
47	СПЕКТРОСКОПИЯ КОМБИНАЦИОННОГО РАССЕЯНИЯ СВЕТА КОМПОЗИЦИОННОГО ПОРОШКА $AMr^{2+}TiC/MUNT$ ДЛЯ ГАЗОДИНАМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ Собольков А.В., Хорьков К.С., Аборкин А.В.	126
48	ДИАГНОСТИКА СТРУКТУРНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ И ПОВРЕЖДЕНИЙ В ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛАЗЕРНОГО ОПТИКО-АКУСТИЧЕСКОГО МЕТОДА Соколовская Ю.Г., Карабутов А.А.	128
49	НЕРАЗРУШАЮЩИЙ КОНТРОЛЬ МАШИН ПРИ МОДЕЛЬНОМ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОМ ДЕЙСТВИИ ТОКОМ, БЛИЗКИМ К РАБОЧИМ. ОЦЕНКА ВИБРАЦИЙ, ВЫЗВАННЫХ ТОКАМИ В ЭЛЕМЕНТАХ МАШИН Троицкий О.А., Стащенко В.И., Скворцов О.Б.	130
50	ИЗМЕНЕНИЯ В СТРУКТУРЕ ТЕКСТИЛЬНЫХ АРМИРУЮЩИХ ПОЛОТЕН ПРИ РАСТЯЖЕНИИ Столяров О.Н.	133
51	СТРУКТУРНЫЕ ОСОБЕННОСТИ РАЗРУШЕНИЯ НАНОКОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ	136

	Al₂O₃ С ДОБАВКАМИ ГРАФЕНА Столяров В.В., Жолнин А.Г.	
52	РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ ПРИ МНОГОСТУПЕНЧАТОМ НАГРУЖЕНИИ Стрижиус В.Е.	138
53	ПРОЧНОСТЬ УГЛЕПЛАСТИКА, ИЗГОТОВЛЕННОГО МЕТОДОМ ПЛЕТЕНИЯ - СРАВНЕНИЕ И АНАЛИЗ ДАННЫХ РАСЧЕТОВ И ЭКСПЕРИМЕНТОВ Таирова Л.П.	141
54	ВЫЧИСЛЕНИЕ МОДАЛЬНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ СКОРОСТИ ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ЭНЕРГИИ В ПОДКРЕПЛЕННОЙ КОМПОЗИТНОЙ ПАНЕЛИ С РАССЛОЕНИЯМИ НА ИНТЕРФЕЙСНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ И В СТРИНГЕРЕ Тимонин А.М.	144
55	ПЕРСПЕКТИВЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ МАТЕРИАЛА КЕРАМИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ МЕТОДОМ М.Е. Типикин, С.И. Минин, А.В. Терехин, А.С. Хамицаев, А.А. Староверов	146
56	ИСПЫТАНИЕ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ УДАРНУЮ ПРОЧНОСТЬ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ С РЕГУЛИРУЕМОЙ ЧАСТОТОЙ, ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТЬЮ И АМПЛИТУДОЙ УДАРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ Троицкий О.А., Скворцов О.Б.	147
57	ПРОБЛЕМЫ ГЕРМЕТИЧНОСТИ НАМОТОЧНОГО КОМПОЗИТА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ЕМКОСТИ С ВЫСОКИМ МАССОВЫМ СОВЕРШЕНСТВОМ. Турусов Р.А., Сергеев А.Ю., Мемарианфард Х.	150
58	СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ НЕЛИНЕЙНОГО НАСЛЕДСТВЕННОГО СООТНОШЕНИЯ РАБОТНОВА И ЛИНЕЙНОГО СООТНОШЕНИЯ ВЯЗКОУПРУГОСТИ БОЛЬЦМАНА-ВОЛЬТЕРРЫ Хохлов А.В.	152
59	ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ФОРМОВАНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТЕРМОРЕАКТИВНЫХ СВЯЗУЮЩИХ Чэнь Янян, Марычева А.Н.	155
60	ПЕРЕРАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ РАСТВОРА В ОКРЕСТНОСТИ МЕЖФАЗНОЙ ГРАНИЦЫ В ПРОЦЕССЕ ФАЗОВЫХ ПЕРЕХОДОВ Гуськов А.П.	157
61	ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПОЗИТОВ С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ В АВИАЦИОННОМ ГАЗОТУРБИННОМ ДВИГАТЕЛЕ Милейко С.Т.	159
62	РЕШЕНИЕ ДВАЖДЫ СВЯЗАННОЙ ЗАДАЧИ О ПОТЕРЕ УСТОЙЧИВОСТИ СТЕРЖНЕМ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ ПРИ ОБРАТНОМ ФАЗОВОМ ПРЕВРАЩЕНИИ УЧИТЫВАЮЩЕЕ РАЗНОСОПРОТИВЛЯЕМОСТЬ Думанский С.А.	160
63	ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ В УСЛОВИЯХ АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО НАГРЕВА ПРИ ПОНИЖЕННОМ ДАВЛЕНИИ Алексеев Д.В., Русин М.Ю., Терехин А.В., Райлян В.С., Антонов В.В., Рогов Д.А., Фокин В.И.	163
64	РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ЛИНЕЙНОГО РАСШИРЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА Атрощенко И.Г., Терехин А.В., Райлян В.С., Рауткин А.С., Коваленко П.В., Антонов В.В., Клемазов К.В.	165
65	МЕТОДЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ. ВЛИЯНИЕ МАСШТАБНОГО ФАКТОРА Кирюшина В.В., Коваленко П.В., Ковалева Ю.Ю., Степанов П.А.	167
66	ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ СОЗДАНИЯ БЕЗЛАМПОВОЙ РАДИАЦИОННОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ В ИНЕРТНОЙ СРЕДЕ В ДИАПАЗОНЕ ТЕМПЕРАТУР ДО 1800 °С Райлян В.С., Алексеев Д.В., Терехин А.В., Хамицаев А.С., Гусев Р.М.	170

67	ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ СОЗДАНИЯ УСТАНОВОК РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА НА ОСНОВЕ ГАЛОГЕННЫХ ЛАМП С ПРИМЕНЕНИЕМ ОПТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ОБРАЗЦОВ ДО 2000 °С В ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ СРЕДЕ Райлян В.С., Русин М.Ю., Фокин В.И., Воробьев С.Б., Хамицаев А.С.	172
68	МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВОЧНОГО РАСЧЕТА КЛЕЕВЫХ РЕМОНТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АВИАЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ ДЕГРАДАЦИИ УПРУГИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА Федотов А.А., Ципенко А.В., Лебедев А.И.	173
69	ОКСИД-ОКСИДНЫЕ КОМПОЗИТЫ НА ОСНОВЕ ВОЛОКОН МУЛЛИТ-ОКСИД ЦИРКОНИЯ И СИЛИКАТА ИТТЕРБИЯ Никонович М.Ю., Гальшев С.Н., А.А. Колчин, Милейко С.Т.	176
70	ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРИВОЛИНЕЙНОЙ СЛОИСТОЙ БАЛКИ ПРИ ИЗГИБЕ Русланцев А.Н., Думанский А.М., Алимов А.М.	177
71	АНАЛИЗ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТКАНОГО УГЛЕПЛАСТИКА С БИСМАЛЕИМИДНЫМ СВЯЗУЮЩИМ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ НАГРУЖЕНИИ Русланцев А.Н., Думанский А.М., Таирова Л.П., Портнова Я.М.	180
72	ДЕФОРМИРОВАНИЕ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА ПРИ НАГРУЖЕНИИ ПОД УГЛОМ К НАПРАВЛЕНИЮ АРМИРОВАНИЯ Лю Хао, Думанский А.М.	182
73	ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАВНОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ЛИСТОВЫХ ПРУЖИН ПРИ ПЕРЕМЕННОМ ИЗГИБАЮЩЕМ МОМЕНТЕ Полилов А.Н., Татусь Н.А.	185
74	О ДАВЛЕНИИ ПРИ ЖИДКОФАЗНОЙ ТЕХНОЛОГИИ КОМПОЗИТА НА ПРИМЕРЕ УГЛЕАЛЮМИНИЯ Гальшев С.Н., Гомзин А.И., Мусин Ф.Ф.	188

Компьютерная верстка составителя
Подписано в печать 05.10.2018. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Печать электрографическая. Гарнитура «Таймс».
Усл. печ. л. 22,79. Тираж 120 экз. Заказ № 125.

АНО «Ижевский институт компьютерных исследований»
426057, г. Ижевск, ул. К. Маркса, д. 250, кв. 55
E-mail: mail@rcd.ru Тел./факс: +7 (3412) 50-02-95