



Российская Академия Наук

Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления

при финансовой поддержке
Российского фонда фундаментальных исследований



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



ТРУДЫ

Второй международной конференции

**Деформирование и разрушение
композиционных материалов
и конструкций**

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

(DFCMS-2016)

18-20 октября 2016 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 Второй международной конференции «Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций» – М.: Столица – 2016. – 225с.: ил.

В сборник включены доклады Второй международной конференции «Деформирование и разрушение композиционных материалов и конструкций», проходившей с 18 по 20 октября 2016 г. в ФГБУН Институте машиноведения им. А.А.Благодярова РАН.

Тематика конференции:

1. Обобщенные модели в механике композиционных материалов и структур
2. Технология, проектирование, перспективы и применение композиционных материалов в технике
3. Теплофизические и механические свойства композиционных материалов
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

ISBN 978-5-906863-61-4

© Федеральное государственное бюджетное учреждение
научи Институт машиноведения им. А.А.Благодярова
Российской академии наук, 2016

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ И ОПТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ГИБРИДНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Агеева Т.Г.

МГТУ им. Н.Э. Баумана

Аннотация: В настоящей работе проведены расчетно-экспериментальные исследования по определению теплофизических и оптических характеристик ГПКМ и сотовых заполнителей.

Ключевые слова: гибридные полимерные композиционные материалы, теплопроводность, коэффициент отражения, коэффициент излучения.

Введение

Для крыла суборбитального многоразового космического аппарата туристического класса (МКА ТК) перспективны гибридные полимерные композиционные материалы (ГПКМ), которые позволяют одновременно минимизировать массу и обеспечить необходимый уровень долговечности, надежности и экономической эффективности конструкции [1]. Полет МКА ТК по суборбитальной траектории предполагает воздействие на него радиационных и конвективных тепловых потоков, и, как следствие, возникновение повышенных температур на его поверхности. При оценке температурного состояния конструкции крыла МКА ТК необходимо располагать сведениями о значениях теплофизических (ТФХ) и оптических характеристик применяемых материалов. Работа посвящена теоретическому и экспериментальному определению ТФХ и оптических характеристик ГПКМ. К одной из основных теплофизических характеристик, необходимых при моделировании теплового режима крыла МКА ТК, относится коэффициент теплопроводности. Конструкция трехслойной обшивки крыла МКА ТК состоит из сотового заполнителя (СЗ) и слоев ГПКМ (рис. 1), поэтому нужно определить коэффициенты теплопроводности как самой сотовой панели, так и многослойных обшивок из ГПКМ.

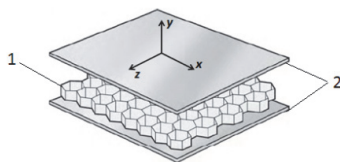


Рис. 1. Вид трехслойной конструкции: 1 – многослойные обшивки из ГПКМ; 2 – сотовая панель

Теоретическое определение теплопроводности сотового заполнителя.

Методика определения коэффициента теплопроводности сотовых панелей была предложена Сванном и Питтманом [2]. Она учитывает то, что теплопередача в сотовой конструкции происходит вследствие теплопроводности материала сот, конвекции воздуха, находящегося внутри ячеек, а также теплового излучения от стенок ячеек. [3]. В работе

исследовалось 5 вариантов материалов сотового заполнителя (СЗ): алюминиевый сплав АМг-5, сталь 08Х18Н10, титановый сплав ВТ15, стеклопластик (СП), углепластик (УП) и органоластик (ОП), – с гексагональной формой ячейки (табл. 1).

Табл. 1. Некоторые геометрические и теплофизические характеристики СЗ из различных материалов

Материал СЗ	Геометрические характеристики СЗ		Характеристики материала СЗ			Характеристики СЗ	
	d	δ	$c_p^{СЗ}$	$\lambda_{\text{мат}}^{СЗ}$	$\varepsilon^{СЗ}$	$m^{СЗ}$	$\lambda^{СЗ}$
Алюминиевый сплав АМг-5	4,7	0,02	900	230	0,04	6,5	2,27
Сталь 08Х18Н10		0,02	500	47	0,35	19	0,50
Титановый сплав ВТ15		0,08	540	22,3	0,2	47	0,91
СП		0,12	810	0,4	0,5	26	0,07
УП		0,17	1500	1	0,85	29	0,13
ОП		0,06	1700	0,04	0,5	10	0,05

d – диаметр ячейки СЗ, мм; δ – толщина стенки ячейки СЗ, мм; $c_p^{СЗ}$ – удельная теплоемкость СЗ, Дж/(кг·К); $\lambda_{\text{мат}}^{СЗ}$ – коэффициент теплопроводности материала СЗ, Дж/(кг·К); $\varepsilon^{СЗ}$ – коэффициент излучения материала СЗ; $m^{СЗ}$ – погонная масса СЗ, кг/м²; $\lambda^{СЗ}$ – коэффициент теплопроводности СЗ, Вт/(м·К).

В результате проведенного расчета были получены температурные зависимости коэффициента теплопроводности сотовых панелей, изготовленных из алюминиевого и титанового сплавов, стали, а также СП, УП и ОП (рис. 2).

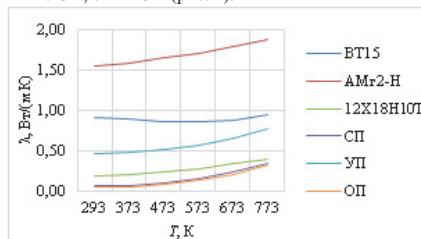


Рис. 2. Температурные зависимости коэффициента теплопроводности сотовых панелей, изготовленных из алюминиевого и титанового сплавов, стали, а также СП, УП и ОП

Экспериментальное определение оптических и теплофизических характеристик материалов крыла

В работе исследуются слоистые ГПКМ, состоящие из СП и УП в объемных соотношениях: 100/0; 75/25; 50/50; 25/75; 0/100.

Коэффициент отражения ГПКМ определяется по методике РД 134-0133-2005 «Материалы космической техники. Методы измерений спектрального коэффициента отражения и расчета коэффициента поглощения солнечного излучения (A_s) эталонных образцов сравнения материалов и покрытий», разработанной и утвержденной на предприятии ОАО «Композит», г. Королев. Применяемый метод измерения носит относительный характер и предполагает использование образцов сравнения с известными значениями спектрального направленно-полусферического коэффициента отражения. Принцип измерений заключается в регистрации на спектрофотометре величины отношения двух световых потоков в выделенном спектральном диапазоне. В качестве образца сравнения при измерении коэффициента отражения диффузно-отражающих материалов используется аттестованный образец SRS-99-020, изготовленный из материала «Spectralon», с паспортными значениями коэффициента отражения в спектральном диапазоне от 0,25 до 2,5 мкм. Определение коэффициента поглощения солнечного излучения ГПКМ проводится численным методом согласно общим принципам, приведенным в стандарте ASTM E 903-92.

Коэффициент излучения ГПКМ. Для определения коэффициента отражения в спектральном диапазоне от 3 мкм до 40 мкм применяется рефлектометр инфракрасный ТРМ-3, в основе работы которого лежит метод измерения интегрального коэффициента полного диффузного отражения от исследуемой поверхности непрозрачных образцов материалов и покрытий с использованием собирающего зеркального эллипсоида и интегрирующей сферы. Облучение поверхности образца осуществляется модулируемым источником теплового излучения с излучательной способностью, близкой к черному телу при температуре 70 °С. Угол падения составляет 12 град. с нормалью к поверхности образца.

В результате эксперимента получены значения поглощательной и отражательной способности исследуемых ГПКМ в спектре солнечного излучения, а также излучательной способности в ИК-диапазоне (табл. 3).

Теплопроводность ГПКМ в поперечном направлении ($\lambda_{\perp}$), а также удельная теплоемкость ГПКМ определяется в диапазоне температур от 223 до 423 К при помощи метода лазерной вспышки согласно стандарту ASTM E1461-07 на оборудовании

Laser Flash Apparatus LFA 457 MicroFlash. Результаты измерений коэффициента теплопроводности в поперечном направлении, а также удельной теплоемкости образцов ГПКМ приведены на рисунке 3.

Табл. 2. Результаты определения оптических характеристик ГПКМ

Объемное соотношение СП/УП	R_s 200-2500 нм	A_s 200-2500 нм	ε ТРМ-3 3-40мкм
100/0	0,348	0,652	0,868
75/25	0,173	0,827	0,936
50/50	0,326	0,674	0,923
25/75	0,337	0,663	0,927
0/100	0,078	0,922	0,924

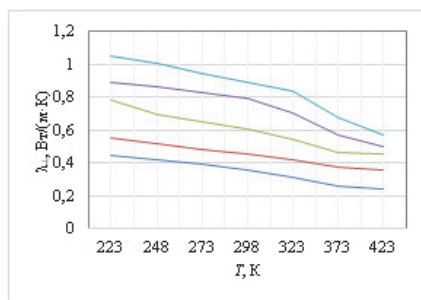


Рис. 3. Результаты измерения коэффициента теплопроводности в поперечном направлении, а также удельной теплоемкости ГПКМ

Выводы

В результате проведения расчетно-экспериментальных исследований определены: температурные зависимости теплопроводности сотовых заполнителей из алюминиевого сплава АМг-5, стали 08Х18Н10, титанового сплава ВТ15, СП, УП и ОП; температурные зависимости поперечной теплопроводности ГПКМ, а также коэффициент отражения и излучения ГПКМ. Полученные результаты используются при моделировании теплового режима крыла МКА ТК, и могут быть полезны при проведении аналогичных исследований.

1. Агеева Т.Г., Дудар Э.Н., Резник С.В. Комплексная методика проектирования конструкции крыла многоуровневого космического аппарата. Перспективные проекты авиационно-космических и ракетно-космических систем. 2010. №10. С. 3-8.

2. Swann R.T., Pittman C.M. Analysis of Effective Thermal Conductivities of Honeycomb-Core and Corrugated-Core Sandwich Panels. NASA Technical Note D-714. 1961.

3. Агеева Т.Г., Михайловский К.В. Тепловое проектирование конструкции крыла многоуровневого космического аппарата туристического класса. Сборник тезисов докладов и сообщений XV Минского международного форума по тепло- и массообмену. 23-26 мая, 2016 г.

АЛЮМИНИЕВЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ

Агуреев Л.Е.^{*}, Иванов Б.С., Канушкин А.И., Рудштейн Р.И.

ГНЦ ФГУП «Центр Келдыша», Москва, Россия; ^{*}trunano@gmail.com

Аннотация: представлены результаты исследований структуры и механических свойств алюминиевых композиционных материалов, полученных методом классической порошковой металлургии, с введением малых количеств (0,01-0,15 %об.) наночастиц оксидных материалов (Al_2O_3 , ZrO_2 , SiO_2 , MgO).

Ключевые слова: алюмокомпозиты, наночастицы, порошковая металлургия, прочность.

Введение

Нанотехнологии позволяют создавать прочные и легковесные материалы, устойчивые к различным агрессивным воздействиям. Влияние наночастиц на структуру и свойства материала обусловлено высокой поверхностной энергией. Существует огромное количество работ, посвящённых созданию композиционных материалов, упрочнённых различными концентрациями наночастиц [1-10].

Для космонавтики высокое значение имеют лёгкие и прочные материалы для создания различных элементов летательных аппаратов [11-15]. Этими качествами обладают алюминиевые сплавы. Во многих работах исследователи проводили разработку алюмокомпозитов, содержащих наночастицы различной природы в концентрациях от 1 %об. и более.

В настоящей работе проводили исследования композитов с алюминиевой матрицей, созданных по порошковой технологии, содержащих от 0,01 до 0,15 %об. наночастиц различных оксидов.

Внимание к малым концентрациям наночастиц опиралось на следующие положения:

- высокая поверхностная энергия наночастиц;
- более равномерное распределение малых количеств наночастиц и их дезагрегирование внутри матрицы;
- высокое влияние наночастиц на структуру и свойства межфазных слоёв (матрица-МФС-наночастица).

Наночастица, обладая высокой поверхностной энергией, вносит её в материал и межфазный слой, влияя на функциональные характеристики композита в ту или иную сторону. В этой связи для исследователя отдельной проблемой является определение порогов влияния наночастиц на материал и поиск оптимальной технологии его получения в зависимости от требований к характеристикам. На рис. 1 представлена схема наследования свойств мате-

риалом в зависимости от состояния межфазных слоёв (МФС).



Рис. 1. Схема наследственности свойств композитов.

Согласно представлениям ряда известных учёных о структуре и свойствах межфазного слоя в твёрдых веществах наночастицы, обладая высокой поверхностной энергией и внося изменения в состав матрицы, даже при очень малых концентрациях на уровне 0,001-0,01 %об. могут кардинально изменять характеристики материала [16-18]. В табл. 1 кратко поясняется влияние наночастиц на свойства материалов.

Табл. 1. Влияние наночастиц на свойства материалов в зависимости от расположения.

Наночастицы внутри зерна	Наночастицы на границе зерна
Измельчают субзёрна внутри зерна	Измельчают зерно, не давая расти границам, увеличивая прочность
Тормозят диффузионную ползучесть через объём зерна	Тормозят ползучесть по границам зёрен, вдавливаясь в матрицу и поворачиваясь при движении
Препятствуют упрочнению трещин	Препятствуют зарождению и способствуют аннигиляции вакансий, повышая сопротивление ползучести по границам зёрен
Повышают трещиностойкость за счёт сцепки расходящейся трещины, проходящей через наночастицу	

Эксперимент

В задачу работы входило создание алюмокомпозитов, упрочнённых добавками наночастиц оксидов металлов. В шихте использовались: в качестве матрицы – порошок алюминия средним диаметром 4

мкм (марка АСД-4, ООО «СУАЛ»), в качестве упрочнителя – нанопорошки оксида алюминия ($d_{cp}=60$ нм, $S_{уд}=27$ м²/г), оксида циркония ($d_{cp}=50$ нм, $S_{уд}=32$ м²/г), оксида магния ($d_{cp}=40$ нм, $S_{уд}=37$ м²/г) или оксида кремния ($d_{cp}=5$ нм, $S_{уд}=350$ м²/г). Для легирования алюминия применяли порошок меди (ПМУ, ООО «НПП «Индустрия»).

Технология приготовления композитов заключалась в следующем. В начале порошок алюминия просеивали через сито с ячейкой 14 мкм, затем смешивали со спиртом в пропорциях 1:3. После чего, помещали в ультразвуковую ванну, одновременно перемешивая смесь верхнеприводной мешалкой. Наночастицы диспергировали в ультразвуке, после чего, дисперсию добавляли в размешивающийся в спирте порошок алюминия. Количество надобавок варьировали от 0,01 до 0,15 об.% Перемешивание длилось 10 мин. Сушка суспензий проходила на воздухе при 60 °С в течение 24 часов. Полученную шихту прессовали в пресс-формах при давлении 400 МПа. Затем производили спекание в форвакууме при 640 °С в течение 120-180 мин.

Микроструктуру образцов исследовали на сканирующем электронном микроскопе FEI Quanta 600 FEG.

Для проведения механических испытаний на растяжение и изгиб применяли сервогидравлическую машину «LF-100KN» Walter +Bai в НИТУ «МИСиС» и универсальную машину для механических испытаний TestSystems-БакЭто в ГНЦ ФГУП «Центр Келдыша».

Результаты исследований

На рис.2 представлена микроструктура образца спечённого алюминия с добавкой наночастиц оксида магния.

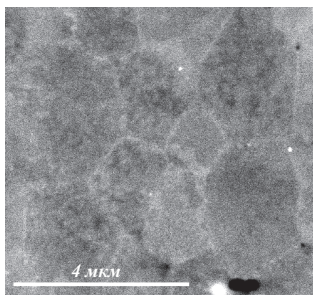


Рис. 2. Микроструктура композита Al-0,05MgO.

На рис. 3 показано влияние типа и количества наночастиц оксидов на средний размер зерна алюминия в спечённом материале.

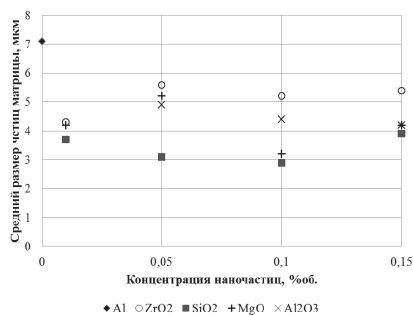


Рис. 3. Влияние типа и концентрации наночастиц на размер зерна алюминия.

Были получены экспериментальные зависимости предела прочности образцов при поперечном изгибе от типа вводимой в порошковую шихту нанодисперсной добавки и её концентрации, рис. 4.

Из исследованных образцов наибольший предел прочности на изгиб 265 МПа имел алюминий, модифицированный 0,1 %об. наночастиц оксида циркония. Для легированных металлами композитов наивысший предел прочности на изгиб 350 МПа имел материал Al-4Cu с 0,05 %об. наночастиц оксида алюминия, что почти на 30% выше, чем для материала без наночастиц.

На диаграммах предел прочности/концентрация наночастиц присутствуют максимумы: для матрицы алюминия – 0,1 %об., для матрицы алюминий-медь – 0,05 %об. наночастиц (рис. 4).

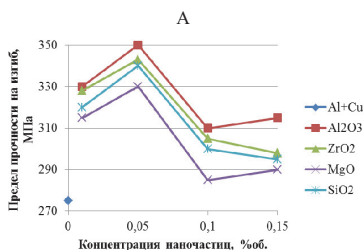
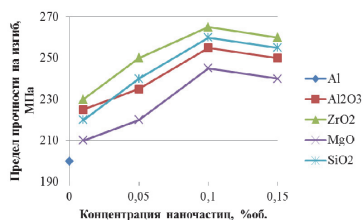


Рис. 4. Предел прочности на изгиб алюминиекомпозитов с матрицей из А – Al, Б – Al+4Cu.

Были получены экспериментальные зависимости предела прочности образцов при растяжении от типа вводимой в порошковую шихту нанодисперсной добавки и её концентрации рис. 5

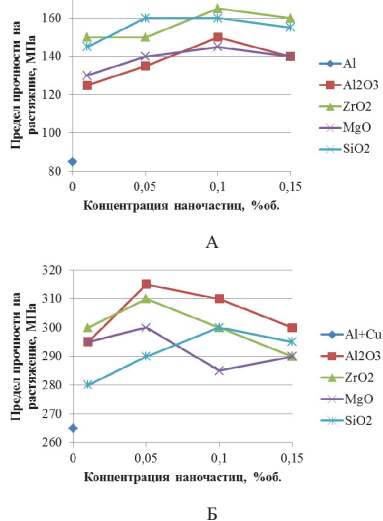


Рис. 5. Предел прочности на растяжение алюмокомпозитов с матрицей из А – Al, Б – Al+4Cu.

Для материалов без легирующей меди, отмечено увеличение прочности по сравнению с алюминием без наночастиц в среднем на 30-50% (максимальное значение 165 МПа для Al-0,1ZrO₂). В случае с медью увеличение предела прочности при растяжении составило в среднем 10-15% по сравнению с композитом без наночастиц (максимальное значение 315 МПа отмечено для Al-4Cu+0,05Al₂O₃). Высокая прочность порошковых Al-Cu сплавов с наноразмерными добавками достигается, в том числе, за счёт получения пластинчатых фаз CuAl₂.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта №

16-38-00774 мол. а.

Список литературы

1. Kevorkian, V.M. Aluminum composites for automotive applications: a global perspective / VJVL Kevorkian// JOM; -1999- №11.- P. 54-58.
2. Tang, F. The microstructure-processing-property relationships in an Al matrix composite system reinforced by Al-Cu-Fe alloy particles / Thesis D.Ph. -Iowa State University. - Ames, Iowa. - 2004.
3. Kang Y.C., Chan S.L.-I. Tensile properties of nanometric Al₂O₃ particulate-reinforced aluminum matrix composites// Materials chemistry and physics, 85, 2004. P. 438-443.
4. Ma Z.Y., Tjong S.C., Li Y.L. et al. High temperature creep behavior of nanometric Si₃N₄ particulate reinforced aluminum composite// Materials Science and Engineering, A225, 1997. -P. 125-134.
5. Mazahery A., Ostafshabani M. Investigation on mechanical properties of nano-Al₂O₃-reinforced aluminum matrix composites// Journal of Composite Materials, 45 (24), 2011. -P. 2579-2586.
6. Ролунер Э. Размерные эффекты в наноматериалах. -М.: Техносфера, 2010. -252 с.
7. Sliding, wear response of an Al - Cu alloy the influence of SiC particle reinforcement and test parameters / Prasad B. K., Jha A.K., Modi O.P., Das S., Dasgupta R., Yegneswaran A.N. // J.Mater. Sci. Lett. -1998.-17, № 13, p. 1121-1123.
8. Hosking F.M, Portillo F., Wunderlin R., Mehrabian R. Composites of aluminum alloys; fabrication and wear behaviour// J.Mater.Sci. -1982.-17, №2. P.477-498.
9. Rohatgi P. Cast aluminum - matrix composites for automotive applications// JOM. -1991.- 43, №4.- P.10-16.
10. Ohji T., Jeong Y.-K., Choa Y.-H., Niihara K. Strengthening and toughening mechanisms of ceramic nanocomposites// Journal of American Ceramic Society. - 1998. - №81. - P. 1453-1460.
11. Костиков В.И., Варенков А.Н. Сверхвысокотемпературные композиционные материалы. - М.: Интернет Инжиниринг, 2003. -560 с.
12. Технология производства изделий и интегральных конструкций из композиционных материалов в машиностроении./ Научные редакторы А.Г.Братухин, В.С.Боголюбов, О.С.Сироткин. -М.: Готика, 2003. -516 с.
13. Пилотируемая экспедиция на Марс./ Под ред. А.С.Коротеева. -М.: Российская академия космонавтики имени К.Э.Циолковского, 2006. -320 с.
14. Алифанов О.М., Андреев А.Н., Гушин В.Н. и др. Баллистические ракеты и ракеты-носители. -М.: Дрофа, 2004. -512 с.
15. Sliney H.E. Композиционные материалы для подшипников и уплотнителей газовых турбин // Современное машиностроение, 1991, №3, с. 175-201.
16. Образцов И.Ф., Лурье С.А., Белов П.А. и др. Основы теории межфазного слоя. Механика композиционных материалов и конструкций, 2004, т. 10, №3, с. 596-612.
17. Тайра С., Отани Р. Теория высокотемпературной прочности материалов. -М.: Металлургия, 1986. -280 с.
18. Чувильдеев В.Н. Неравновесные границы зёрен в металлах. Теория и приложения. -М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. -304 с.

РАСЧЕТ НДС В МНОГОСЛОЙНОЙ СИСТЕМЕ «ПОДЛОЖКА – ФУНКЦИОНАЛЬНОЕ ПОКРЫТИЕ» ПРИ ТЕПЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ

Астапов А.Н.^{1,*}, Жаворонок С.И.²

¹МАИ, Москва, Россия; *texha1985@inbox.ru;

²ИПРИМ РАН, Москва, Россия.

Аннотация: Разработана и апробирована методика аналитического исследования НДС в многослойной системе «подложка – покрытие» при ее тепловом нагружении. Предложенная математическая модель учитывает изгибные деформации, обусловленные изменением кривизны конструкционной стенки вследствие ее неоднородности и несимметричности относительно срединной поверхности.

Ключевые слова: многослойная система, подложка, покрытие, тепловые напряжения, НДС, изгиб.

Введение

Многие рабочие параметры и эксплуатационные характеристики изделий в основном определяются физико-химическим состоянием поверхностного слоя материалов, из которых они изготовлены. Использование однородных по структуре материалов в большинстве случаев является недопустимым из-за невозможности одновременного удовлетворения ими многочисленных, зачастую противоречивых, требований. Поэтому целесообразно применение материалов с функциональными многослойными защитными покрытиями, химический и фазовый состав которых качественно отличаются от аналогичных характеристик материала основы.

Номенклатурный перечень разработанных к настоящему времени специальных защитных покрытий и методов их нанесения довольно широк. Покрытия имеют самые разнообразные свойства – износостойкость, коррозионную стойкость, жаростойкость, термостойкость, заданные тепло-, электро- и оптические свойства и т.д. Тем не менее, мировые достижения в области создания функциональных покрытий отстают от возрастающих требований разработчиков перспективной техники, особенно в ракетно-космической отрасли [1]. Поэтому приоритетной является задача создания новых, более эффективных защитных покрытий.

При переходе от основного (несущего) материала к наклеенному покрытию неизбежно возникает скачок или градиент свойств, в частности, коэффициента температурного линейного расширения (КТЛР), в результате чего в многослойной системе появляются постоянные (остаточные, наведенные) или временные (тепловые) напряжения. Они приводят к снижению адгезионной прочности сцепления, к увеличению скорости разрушения покрытий в процессе эксплуатации, особенно в местах с малым радиусом закругления поверхностей (на острых кромках, зонах изменения геометрии). При напряжениях сжатия, превышающих допустимый предел, слои покрытия отслаиваются друг от друга и от основы, а при напряжениях растяжения в них возникают трещины. Поэтому, за редкими исключениями, следует принимать меры, направленные на снижение напряжений в многослойных композициях.

Вместе с тем напряжения сжатия предпочтительнее напряжений растяжения с точки зрения сопротивления усталостным или термоусталостным разрушениям. Кроме того, подавляющее большинство материалов, используемых для получения неорганических¹ покрытий, демонстрируют в условиях сжатия более высокий уровень механических свойств, чем при растяжении.

Большое влияние остаточных напряжений на эксплуатационные свойства изделий с покрытиями свидетельствует о необходимости серьезного контроля этого параметра качества. Более того, его логично использовать при выборе направлений разработки новых покрытий, особенно на ранних стадиях принятия конструкторских решений, в том числе, при проектировании или совершенствовании структуры покрытий и прогнозировании ряда их эксплуатационных свойств. Это позволит, с одной стороны, научно подойти к разработке архитектуры покрытий (выбору химического и фазового состава слоев, их количества и толщин), а с другой – существенно сократить количество экспериментальных исследований и испытаний, а, следовательно, время и затраты на их реализацию.

Целью настоящей работы является разработка методики аналитического расчета НДС в системе «подложка – покрытие» при тепловом нагружении и ее апробирование применительно к задачам разработки (совершенствования) архитектуры функциональных защитных покрытий.

Построение аналитической модели задачи

Рассматривается задача о напряженно-деформированном состоянии многослойной системы «подложка – покрытие», обусловленном стационарным тепловым полем. Конструктивная стенка моделируется тонкой неоднородной по толщине пластиной, срединная поверхность которой расположена в плоскости xOz , а поверхности $y = \pm z$ свободны от внешних сил. Полагается, что торцевые поверхности пластины также свободны от

¹ Неорганические – состоящие из неорганических соединений металлов, например, оксидов, нитридов, боридов, карбидов, силицидов и других керамических, бескислородных и керамоподобных химических соединений.

закреплений. Каждый конечной толщины слой системы представляется сплошной беспористой односвязной средой. Неоднородность реальной микроструктуры материалов слоев (гетерофазность, наличие включений, дефектов и пр.) учитывается опосредовано – через приведенные характеристики их свойств. Материалы слоев – изотропны и подчиняются закону Гука-Дюамеля.

Геометрические размеры пластины будем считать такими, что вдали от торцов реализуется плоское напряженное состояние и применимы гипотезы Кирхгофа. Температурное поле изменяется только по толщине пластины $T(y)$ и находится из решения соответствующей задачи теплопроводности в одномерной постановке с учетом контактных условий на границах слоев (равенство температур и тепловых потоков). Без существенной погрешности можно считать, что в такой пластине не возникнет деформаций сдвига ε_{xz} и касательных напряжений τ_{xz} . Таким образом, отличными от нуля будут только компоненты тензора напряжений σ_x и σ_z .

В подавляющем большинстве опубликованных работ (например, в [2-4]) построение приближенных аналитических оценок НДС многослойных систем «подложка – покрытие» осуществляется в безмоментном приближении. Такая модель не учитывает изгибную составляющую напряжений, обусловленную изменением кривизны стенки вследствие ее неоднородности и несимметричности относительно срединной поверхности. Поэтому модель неполно отражает реальный характер распределения напряжений по толщине слоев стенки.

Учет изгиба при определении тангенциальных тепловых напряжений многослойных систем проведен в работе [5]. Однако построенные здесь соотношения справедливы только для неоднородной по толщине системы с симметричным расположением слоев относительно ее срединной поверхности.

Известно, что неравномерный нагрев с большими градиентами температуры вызывает изменение упругих характеристик материалов. В связи с этим в фундаментальной монографии [6] рассматривается термоупругость неоднородных круглых пластин при осесимметричном температурном поле в самой общей постановке, когда учитывается не только изменение упругих свойств материала пластины по ее толщине и радиусу, но и влияние растяжения на изгиб. Безусловно, представленное решение может быть адаптировано для определения НДС функционально-градиентных материалов с непрерывным изменением свойств по толщине, а также слоистых материалов (типа «сэндвичей», в том числе, материалов с покрытиями), свойства которых описываются разрывными функциями по толщине стенки. При этом сам автор не акцентировал внимание на возможностях применения разработанной модели для решения материаловедческих задач.

Напротив, в капитальной монографии [7] рассмотрена частная материаловедческая задача об

управлении НДС и свойствами покрытий, полученных методом плазменного напыления в атмосфере и вакууме. Автором глубоко изучены механизм и кинетика образования остаточных тепловых напряжений в системе «подложка-покрытие» с учетом процесса наращивания слоев. Задача определения НДС дана в постановке, учитывающей кроме теплового растяжения-сжатия неоднородной по толщине прямоугольной пластины, также ее тепловой изгиб. Однако в виду достаточной громоздкости предлагаемых определяющих соотношений и сложности их аналитического анализа большинство практических расчетов в указанной работе проведено в пренебрежении возникающим моментом и градиентом температуры по толщине системы, т.е. опять-таки без учета изгибной составляющей. Сам автор называет такой расчет предварительным и экспериментально подтверждает правомерность его использования для эффективного подбора режима напыления, предсказания уровня напряжений и характера возможного разрушения покрытий.

Тем не менее, наложение (суперпозиция) напряжений от чисто тепловых деформаций, деформаций растяжения-сжатия и изгиба приводит к заметному их перераспределению по толщине стенки. Уровень и характер распределения суммарных напряжений в слоях зависит от сочетания свойств их материалов (прежде всего, КТПР) и типа кривизны (вогнутость, выпуклость), приобретаемой срединной поверхностью стенки в условиях изгиба. Поэтому в настоящей работе определяющие соотношения НДС получены с учетом изгибной составляющей.

Итак, будем считать, что полные тангенциальные тепловые напряжения в многослойной пластине складываются из трех составляющих:

$$\sigma_x = \sigma_z = \sigma = \frac{E}{1-\nu} \cdot [-\alpha \cdot \Delta T(y) + \varepsilon + \kappa \cdot (y - y_0)].$$

Первое слагаемое в квадратных скобках отвечает чисто тепловым деформациям, возникающим при изменении температуры на $\Delta T(y)$, второе слагаемое соответствует деформациям теплового растяжения-сжатия срединной поверхности, а третье – деформациям теплового изгиба на расстоянии $(y - y_0)$ от срединной поверхности. Здесь E , ν , α – модуль упругости, коэффициент Пуассона, коэффициент температурного линейного расширения материалов слоев пластины, которые в общем случае являются функциями от переменной y и текущего значения температуры $T(y)$; ε – тангенциальная деформация срединной поверхности; κ – кривизна срединной поверхности (изменение угла поворота сечения по продольным координатам x и z); y_0 – расстояние до нейтральной поверхности пластины; $\Delta T(y) = \mp(T(y) - T_0)$ – разность между текущим значением температуры $T(y)$ и

температурой ненапряженного состояния T_0 . Знак «-» в последнем выражении соответствует нагреву стенки, знак «+» – охлаждению.

Введем вместо напряжений статически эквивалентные им результирующие тангенциальные усилия и изгибающие моменты:

$$N_x = N_z = N = \int_{-c}^c \sigma dy,$$

$$M_x = M_z = M = \int_{-c}^c \sigma \cdot (y - y_0) dy.$$

Отсутствие закреплений торцевых поверхностей пластины свидетельствует о равенстве нулю результирующих усилий и моментов. Удовлетворяя условиям $N = 0$ и $M = 0$, получим:

$$\varepsilon = -\frac{N_0}{A}, \quad \kappa = -\frac{M_0 - y_0 \cdot N_0}{C - y_0^2 \cdot A}, \quad y_0 = \frac{B}{A},$$

$$N_0 = -\int_{-c}^c \frac{E}{1-\nu} \cdot \alpha \cdot \Delta T(y) dy,$$

$$M_0 = -\int_{-c}^c \frac{E}{1-\nu} \cdot \alpha \cdot \Delta T(y) \cdot y dy,$$

$$A = \int_{-c}^c \frac{E}{1-\nu} dy, \quad B = \int_{-c}^c \frac{E}{1-\nu} \cdot y dy, \quad C = \int_{-c}^c \frac{E}{1-\nu} \cdot y^2 dy.$$

Результаты расчетов и их анализ

Для проведения сравнительных расчетов НДС в системе «подложка – покрытие» по безмоментной и предложенной в работе модели рассмотрена следующая задача. Свободный от закреплений образец в виде тонкой двухслойной пластины подвергается плавному охлаждению с температуры 1200°C вплоть до 20°C. Несущий слой образца толщиной 1 мм выполнен из поликристаллического жаропрочного никелевого сплава ЖС6У. На его лицевую поверхность нанесено серийное жаростойкое алюминиевое покрытие из сплава СДП-2 системы Ni-20Cr-12Al-0,5Y толщиной 100 мкм. Данное покрытие широко используется для увеличения жаростойкости лопаток турбин современных авиационных газотурбинных двигателей, выполненных из жаропрочных никелевых сплавов, в частности серии ЖС. Температурные зависимости модуля упругости и КТЛР материалов слоев в интервале 20÷1200°C взяты из работы [4]. Будем считать, что температура постоянна по толщине стенки $T(y) = T = const$.

Результаты сравнительных расчетов тепловых напряжений, выполненных на базе моделей без и с учетом изгиба, частично представлены на рис. 1 и в табл. 1.

Видно, что начальному этапу охлаждения соответствует интенсивный рост растягивающих напряжений в покрытии и сжимающих в подложке. Дальнейшее охлаждение приводит к смене знака

напряжений. Учет изгиба приводит к снижению уровня напряжений в покрытии и к увеличению в подложке.

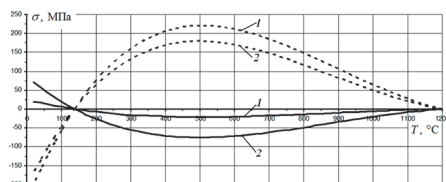


Рис. 1. Температурные зависимости тепловых напряжений на границе раздела «подложка-покрытие»: --- покрытие, — подложка; 1 – без учета изгиба, 2 – с учетом изгиба.

Табл. 1. Результаты сравнительных расчетов тепловых напряжений на границе раздела «подложка – покрытие».

Расчетная модель	Напряжения в покрытии, МПа			Напряжения в подложке, МПа		
	900°C	500°C	20°C	900°C	500°C	20°C
Без учета изгиба	107,08	221,64	-198,8	-10,71	-22,16	19,88
С учетом изгиба	83,54	180,35	-167,78	-34,77	-75,58	70,69

Помимо уточнения уровня напряжений учет изгиба приводит к существенному изменению характера их распределения по толщине стенки. При расчете по безмоментной модели напряжения получаются постоянными по толщине в пределах каждого слоя стенки. Учет изгиба меняет картину их распределения. Напряжения максимальны у границы раздела слоев и убывают по мере удаления от нее. При переходе через нейтральную поверхность конструкционной стенки знак напряжений меняется на противоположный.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (код проекта 14-01-00890-а).

Список литературы

1. Astapov A.N., Terent'eva V.S. Review of domestic designs in the field of protecting carbonaceous materials against gas corrosion and erosion in high-speed plasma fluxes // *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*. – 2016. – Vol. 57, № 2. – Pp. 157 – 173. DOI: 10.3103/S1067821216020048.
2. Atten A.A. Температуроустойчивые неорганические покрытия. – Л.: Изд-во «Химия», 1976. – 296 с.
3. Mao W.G., Zhou Y.C., Yang L., Yu X.H. Modeling of residual stresses variation with thermal cycling in thermal barrier coatings // *Mechanics of Materials*. – 2006. – Vol. 38(12). – Pp. 1118 – 1127. DOI: 10.1016/j.mechmat.2006.01.002.
4. Будинковский С.А., Каблов Е.Н., Мубояджян С.А. Применение аналитической модели определения упругих напряжений в многослойной системе при решении задач по созданию высокотемпературных жаростойких покрытий для рабочих лопаток авиационных турбин // *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия: Машиностроение*. – 2011, № SP2. – С. 26 – 37.
5. Тимошенко С.П., Гудер Дж. Теория упругости: Пер. с англ. // Под ред. Г.С. Шапиро. – М.: Наука, 1979. – 560 с.
6. Козаенко А.Д. Термоупругость. Киев: Вища школа, 1975. – 216 с.
7. Барвинок В.А. Управление напряженным состоянием и свойствами плазменных покрытий. – М.: Машиностроение, 1990. – 384 с.

МЕТОДЫ МОНИТОРИНГА ПОВРЕЖДЕНИЙ В АВИАЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЯХ

Баутин А.А., Свирский Ю.А., Панков А.В., Токарь В.Л., Филичкина Л.П.

Центральный аэрогидродинамический институт им. Н. Е. Жуковского, Жуковский, Россия.

Аннотация: Представлен опыт применения мониторинга повреждений на основе тензометрии конструкций из полимерных композиционных материалов (ПКМ) и алюминиевых сплавов в условиях стендовых испытаний. Даны рекомендации по размещению датчиков на элементах конструкции на основе сопоставления показаний датчиков с результатами дефектоскопии и фрактографическими исследованиями.

Ключевые слова: ПКМ, мониторинг, тензометрия.

Введение

Использование при эксплуатации самолёта бортовых систем мониторинга (БСМ) может в значительной степени изменить существующие принципы обеспечения ресурса авиационной конструкции. Внедрение подобных технических решений, как правило, приводит к увеличению экономической эффективности и повышению безопасности при эксплуатации самолета.

В настоящее время уже изготовлен целый ряд тестовых бортовых систем мониторинга, позволяющих обеспечить мониторинг отдельных зон конструкции летательных аппаратов (ЛА) [1-3]. Для контроля конструкций из ПКМ и металла широко используются датчики, определяющие параметры НДС в относительно малой области (точечные датчики), которые могут быть размещены снаружи и внутри элементов планера. Наиболее распространенными точечными датчиками, используемыми в авиаконструкциях, являются волоконно-оптические (ВОД) датчики и тензорезисторы (ТР). В лабораторных условиях в силу множества факторов предпочтение обычно отдается ТР, однако при работе с серийными экземплярами самолетов разработки используют в основе своих систем ВОД. Такие системы являются более компактными и легкими за счет меньшего количества элементов.

Отработка методики определения повреждений может быть проведена в рамках натурных испытаний конструкции летательного аппарата с помощью анализа данных тензометрии и дефектоскопии.

В настоящей работе рассматривается методика определения повреждений по результатам обработки экспериментальных данных, полученных в виде изменений деформаций в местах установки проволочных ТР.

При работе с точечными датчиками предварительно определяется схема их эффективного размещения на конструкции. Поиск возможных мест, как правило, проводится путём анализа напряжённо-деформированного состояния (НДС) конструкции и поиска наиболее нагруженных мест, а также по результатам усталостных испытаний конструкций того же типа (аналога) с учетом данных дефектоскопии. Данные о месте, размере и типе повреждения используются для создания конечных-элементных (КЭ) моделей и последующего ана-

лиза зон, в которых произошли изменения НДС [1]. Эти зоны являются потенциальными местами наклепки датчиков.

При обработке данных тензометрии в работе используются относительные приращения деформаций, вычисляемые по формуле (1):

$$\varepsilon_{\text{отн}} = \left| \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_i} \right| \cdot 100 \leq A \quad (1)$$

A – параметр, характеризующий наличие усталостного повреждения в конструкции, подбирается экспериментально. $\Delta \varepsilon$ – разность показаний тензодатчика при первой и последней тензометрии $\Delta \varepsilon = \varepsilon_i - \varepsilon_j$, $i \in 1...n$, n – количество проведенных тензометрий при испытаниях.

Для определения места появления повреждения возможна обработка экспериментальных данных с учетом их кластерной структуры. Суть метода заключается в разбиении массива данных на группы (компоненты смеси), принимая в расчет характерные значения исследуемых параметров и априорную информацию. Для анализа модели смеси используется следующая функция максимального правдоподобия:

$$L(f | \mu, \Sigma) = \log \left(\prod_{i=1}^K \Phi(f_i | \mu, \Sigma) \right) \quad (2)$$

где $f = \{f_1, f_2 \dots f_K\} = \{\bar{g}, \varepsilon_{\text{отн}}\}$ – вектор рассматриваемых параметров, $\bar{g}$ – вектор пространственных параметров, определяющих положение датчика (размерность вектора может быть различной от 1-ой до 3-х компонент, в зависимости от постановки задачи), $\varepsilon_{\text{отн}}$ – относительный прирост показаний ТР (1), K – размерность f , μ и Σ – статистические параметры каждой компоненты смеси.

Мониторинг конструкций из ПКМ

При испытаниях элементов из ПКМ мониторинг проводился на экспериментальной установке, состоящей из 12-и канальной системы нагружения и системы измерения, включающей аппаратуру для проведения тензометрии и дефектоскопии.

Подготовка конструкции включала в себя наклепку ТР, согласно предварительно утверждённой схеме, а так же нанесение регламентированных повреждений – ударов (рис. 1).

На рис. 1 показано взаимное расположение датчиков (синим) и повреждений (красным), определенных с помощью дефектоскопии, в одной из наиболее поврежденных зон верхней поверхности конструкции из ПКМ.

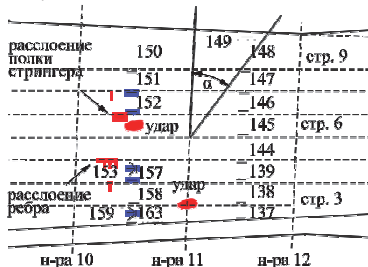


Рис. 1. Схема наклеек датчиков и результаты дефектоскопии при испытаниях конструкции из ПКМ

На каждом этапе тензометрия проводилась в перерывах циклического нагружения с остановкой и задержкой испытательной установки на определенных значениях нагрузки. Результаты тензометрии, дефектоскопии и визуального осмотра использовались для КЭ-моделирования и расчета зон, в которых произошли изменения НДС.

Основной целью работы являлось определение возможности обнаружения повреждений, вызванных циклическим нагружением, в элементах конструкций из ПКМ с помощью данных тензометрии. Эта задача решалась с помощью отслеживания кинетики изменения НДС в каждой отдельной точке по (1) и сравнением показаний ТР по различным зонам при различной наработке.

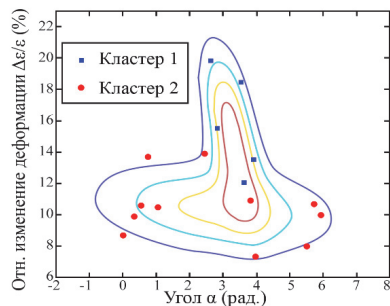


Рис. 2. Использование кластерного анализа при определении места повреждения конструкции

Другой важной задачей было определение места усталостного повреждения с помощью кластерного анализа. Это исследование проводилось с помощью исследования изменения показаний у групп компактно расположенных ТР. Определенная таким образом зона изменения НДС однозначно свидетельствует о наличии одного или нескольких усталостных повреждений вблизи обособленной группы

датчиков (рис. 1, 2). Этот подход является более надежным при определении повреждений конструкции, так как для анализа используется полная совокупность экспериментальных данных и могут быть исключены ложные результаты, вызванные отклонением показаний единичного ТР, не связанные с появлением повреждений.

При обработке экспериментальных данных по (2) выявлено 2 группы датчиков (рис. 2): расположенные в зоне повреждения (показаны синим рис. 1) и расположенные вдали от повреждения. Область, в которой размещены датчики, объединенные в результате анализа в кластер 1, однозначно локализует зону, где были выявлены усталостные повреждения конструкции из ПКМ (рис. 1).

Мониторинг конструкций из алюминиевых сплавов

Элементы из алюминиевых сплавов испытывались при одноосном нагружении и сопровождалась периодической тензометрией и визуальным осмотром для определения наличия усталостных повреждений.

Целью исследования было определение возможности обнаружения повреждений при многоочаговом разрушении с помощью тензометрии. Особенно важной представлялась задача исследования зоны изменения НДС при множественных несквозных трещинах, так как этот случай является неконтролируемым в эксплуатации.

В ходе эксперимента решалась также задача заблаговременного определения наличия в конструкции усталостного многоочагового повреждения (рис. 3), то есть исследование возможности использования мониторинга совместно с принципом эксплуатации ЛА по живучести, регламентированном для данного типа конструкции по авиационным нормам.

Д. № 35 (14), $\Delta\epsilon/\epsilon_c = 91\%$

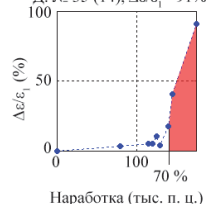


Рис. 3. Изменение деформаций полученное при помощи тензометрии вблизи многоочагового разрушения при испытании конструкции из алюминиевых сплавов

Для анализа, обобщения результатов и определения возможности мониторинга элементов конструкций из алюминиевых сплавов использовались данные предшествующих фрактографических исследований образцов того же типа и результаты анализа остаточной прочности образцов с многоочаговыми усталостными повреждениями [2].

В ходе эксперимента была установлена зона изменения НДС вблизи равнонагруженного ряда отвер-

стей продольного стыка фюзеляжа. Протяженность этой зоны соответствует ширине образца, в том месте, где были размещены концентраторы, являющиеся источником многоочагового разрушения. Максимальное расстояние, на котором были размещены датчики, от ближнего ряда связей составляло 30 мм. Эти значения соответствуют радиусу чувствительности повреждения вдоль и поперек образца относительно многоочагового повреждения и могут быть использованы для определения схемы наклейки датчиков при последующих экспериментах.

В результате эксперимента показано, что наработка, при которой произошло существенное изменение показаний ТР составляет от 70% до 90% от всего количества циклов до разрушения конструкции.

Заключение

В работе представлен:

- результат отработки мониторинга конструкций из ПМК при натурных ресурсных испытаниях. Проведена апробация обработки результатов эксперимента с помощью: поточечного сравнения показаний ТР и группового анализа экспериментальных данных;
- анализ мониторинга конструкций из алюминиевых сплавов. Экспериментально определен радиус чувствительности усталостного повреждения про-

дольного стыка и стадия при наработке конструкции, на которой возможно зафиксировать наличие дефекта с помощью ТР.

Полученные результаты могут служить основой для создания БСМ и перехода на эксплуатацию несущих элементов конструкции ЛА по состоянию, в значительной степени повысив эксплуатационные характеристики современного пассажирского самолета, как из металлов, так и из ПМК.

1. Pisupati P. et al, Structural Health Monitoring (SHM). Enabling Technology for paradigm shift in next generation Aircraft // Design and Maintenance, 2011
2. Doebling S.W. et al, Damage Identification and Health Monitoring of Structural and Mechanical Systems from Changes in their Vibration Characteristics // A Literature Review. Los Alamos National Laboratory report LA-13070-MS, 1996
3. Sohn H., et al, A Review of Structural Health Monitoring Literature: 1996-2001 // Los Alamos National Laboratory Report , LA-13976-MS, 2003
4. Kahandawa G. C. Monitoring Damage in Advanced Composite Structures Using Embedded Fibre Optic Sensors // A dissertation submitted for the award of doctor of philosophy – 2012. С. 11-55
5. Нестеренко Г. И., Козлов А. Г., Нестеренко Б. Г., Стойда Ю. М. Живучесть заклепочных соединений обшивки фюзеляжа // Проблемы машиностроения и надежности машин – 2008. - № 4. - С. 111-116.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК АКТИВИРОВАННОЙ ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНОВОЙ МАТРИЦЫ

Берладир К.В.^{1,*}, Белоус Е.А.², Говорун Т.П.²

¹НТУУ «КПИ», Киев, Украина; *berladirkristina@yandex.ua;

²СумГУ, Сумы, Украина.

Аннотация: В работе рассматривается вопрос математического моделирования зависимости прочностной характеристики политетрафторэтиленовой матрицы от параметров технологического процесса ее механической активации. Выполнен статистический анализ результатов эксперимента и произведена оценка адекватности построенной математической модели. Сделан вывод об оптимальном технологическом режиме изготовления полимерного композитного материала.

Ключевые слова: политетрафторэтилен, матрица, механическая активация, математическое моделирование, прочность при разрыве, параметры.

Современные полимеры и композиционные материалы на их основе широко используются в машиностроении в качестве материалов, превосходящих по некоторым своим характеристикам конструкционные стали и сплавы. Как показывает практика полимерного материаловедения [1-5], физико-механические и триботехнические свойства полимерных композиционных материалов (ПКМ) на основе политетрафторэтилена (ПТФЭ) зависят как от отдельных режимов технологических операций получения, так и от их сочетания (взаимодействия).

Наиболее приемлемой в случае ПКМ с ПТФЭ-матрицей представляется технология энергетического воздействия на его структуру и свойства проведением механической активации [6].

Целью работы является изучение процесса механической активации ПТФЭ методами математического моделирования и оптимизации. Так исследование зависимости прочностных характеристик матрицы от параметров процесса активации выполняли методом ортогонального планирования эксперимента [7].

Задача решалась с помощью двухфакторного регрессионного анализа, в результате которого были определены оптимальные уровни основных факторов и их взаимодействия.

В качестве функции отклика (параметра оптимизации) выбрана механическая характеристика – прочность при разрыве (σ_p , МПа).

Факторами технологического процесса механической активации ПТФЭ-матрицы выступали: x_1 – число оборотов рабочих органов измельчителя (п, мин⁻¹); x_2 – время активации (т, мин.).

Для двухфакторного эксперимента уравнение регрессии рассматривалось в виде:

$$y = b_0x_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_{12}x_1x_2 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 \quad (1)$$

где b_i – коэффициент регрессии; x_0 – фиктивная переменная; y – параметр оптимизации.

С целью сокращения числа опытов использовался композиционный (последовательный) план [8].

Общее количество опытов рассчитывалось по

формуле [9]:

$$N = N_0 + 2k + n_0 \quad (2)$$

Длина «звездного плеча» α определялась исходя из соотношения:

$$\alpha = \sqrt{\frac{N_0N - N_0}{2}} \quad (3)$$

В табл. 1 представлены параметры планирования эксперимента.

Табл. 1. Планирование эксперимента.

Параметры плана	ПФЭ типа 2 ²
Количество опытов в матрице (N_0)	4
Количество звездных точек ($2k$)	4
Количество нулевых точек (n_0)	1
Звездное плечо	1

Области факторного пространства приведены в табл. 2.

Табл. 2. Матрица варьирования факторов.

Уровни и интервалы варьирования	Кодовое значение	Факторы	
		x ₁	x ₂
Верхний уровень	+1	9 000	7
Нулевой уровень	0	7 000	5
Нижний уровень	-1	5 000	3
Интервал варьирования	Δ	2 000	2

На основе составленной матрицы планирования эксперимента выполнен ряд опытов, результаты которых позволили определить коэффициенты соответствующей зависимости. Для исключения ошибок использована рандомизация экспериментов во времени.

Результатом моделирования стало соотношение:

$$y = 22,943 + 2,217x_1 + 2,167x_2 - 2,175x_1x_2 + 0,8435x_1^2 - 7,9065x_2^2 \quad (4)$$

В работе проведена проверка результатов опытов на однородность, исследована значимость коэффициентов модели, рассмотрена гипотеза об адекватности полученной модели, а также выполнен анализ модели на информативность. Некоторые результаты такой работы представлены в табл.3.

Табл. 3. Результаты статистического анализа математической модели.

Параметры статистического анализа		Усл. обозн.	Значение
Проверка результатов опытов на однородность	Дисперсия воспроизводимости	$S^2_{\{y\}}$	0,4616
	Среднеквадратическое отклонение	$S_{\{y\}}$	4,154
	Число степеней свободы для дисперсии воспроизводимости	f	4
	Экспериментальное значение G-критерия	$G_{\text{экс}}$	0,2143
	Критическое значение G-критерия	G	0,3518
	Уровень значимости	α	0,05
	Однородность данных	однородные	
Проверка гипотезы об адекватности модели	Дисперсия адекватности	$S^2_{\text{ад}}$	1,8216
	Экспериментальное значение F-критерия	$F_{\text{экс}}$	3,95
	Критическое значение F-критерия для адекватности	F	4,28
	Число степеней свободы для адекватности	f	6
	Уровень значимости	α	0,05
	Адекватность модели	адекватна	

На рис. 1 изображены поверхность отклика (а) и линии уровня (б) зависимости прочности при разрыве (σ_p , МПа) от числа оборотов рабочих органов измельчителя (n , мин⁻¹) и времени активации ПТФЭ-матрицы (τ , мин.).

Таким образом, проведенные исследования и полученные зависимости позволяют теоретически предсказать прочность при разрыве ПТФЭ-матрицы в зависимости от технологических характеристик процесса механической активации (число оборотов рабочих органов измельчителя, время активации). Кроме этого, полученная зависимость значения прочности при разрыве от технологических параметров процесса активации может быть заложена в алгоритм выбора технологического режима, обеспечивающего выпуск продукции с заданными качественными показателями, и достижении при этом экстремального значения некоторого критерия эффективности.

Табл. 4. Оптимальные режимы работы оборудования при механической активации ПТФЭ-матрицы.

Параметр	Модель	Эксперимент
Прочность при разрыве, МПа	26,00	24,8
Число оборотов рабочих органов измельчителя n , мин ⁻¹	9000	9000
Время активации τ , мин.	4,999	5

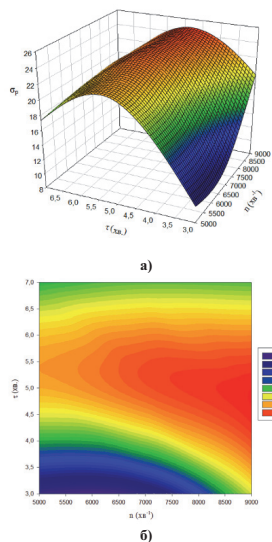


Рис. 1. Поверхность отклика (а) и линии уровня (б) зависимости прочности при разрыве (σ_p , МПа) ПТФЭ-матрицы от величины параметров (n , мин⁻¹ - число оборотов рабочих органов измельчителя; τ , мин. - время активации).

- Smith D.W., Iacono S.T., Iyer S.S. Handbook of fluoropolymer science and technology. – Hoboken:Wiley, 2014. – 670 p.
- Негров Д.А., Путинцев В.Ю., Перелдская О.А., Наумова А.В. Технология изготовления деталей узлов трения из полимерных композиционных материалов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2015. – Т. 15, № 2. – С.13-19.
- Venkateswarlu G., Sharada R., Bhagvanth Rao M. Polytetrafluoroethylene (PTFE) based composites // Journal of Chemical and Pharmaceutical Research. – 2014. – Volume 6, Issue 10. – pp. 508-517.
- Budnik O.A., Sviderskii V.A., Budnik A.F., Berladir K.V., Rudenko P.V. Composite material for chemical and petrochemical equipment friction assemblies // Chemical and Petroleum Engineering. – 2016. - Volume 52, Issue 1. – pp. 63-68.
- Струк В.А., Цветников А.К., Антонов А.С., Авдейчик С.В., Овчинников Е.В., Горбачев Г.Н., Щерба В.Я. Механохимические аспекты технологии формирования и применения фторопластовых композитов // Известия НАН Беларуси. Серия Физико-технических наук. – 2009. - № 3. – С. 28-35.
- Budnik O.A., Budnik A.F., Sviderskii V.A., Berladir K.V., Rudenko P.V. Structural conformation of polytetrafluoroethylene composite material // Chemistry & Chemical Technology. – 2016. – Vol. 10, No. 2. – pp. 241-246.
- Дрейпер Н., Смит Г. Прикладной регрессионный анализ ; перевод с англ.; под ред. Ю.П. Адлера и В.Г. Горского. – М.: Статистика, 1973. – 392 с.
- Гайдадин А.Н., Ефремова С.А. Использование метода композиционного планирования эксперимента для описания технологических процессов: метод. указания. – Волгоград: ВолГТУ, 2008. – 16 с.
- Хамханов К.М. Основы планирования эксперимента: метод. пособие. – Улан-Удэ: ВСГУТУ, 2001. – 50

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАЗРУШАЮЩИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВЫРЫВЕ ЗАКЛЕПОК ИЗ КОМПОЗИЦИОННОЙ ОБШИВКИ КРЫЛА

Боровская Я.С., Глебова М.А.^{*}, Гришин В.И., Гусева Н.В.
ФГУП «ЦАГИ», Жуковский, Россия; ^{*}chipalaka@yandex.ru

Аннотация: Получены экспериментальные данные о величине усилия вырыва заклепки с потайной головкой из образцов полимерного композиционного материала. Методом конечных элементов исследовано их напряжённое состояние. На основе сравнения результатов расчета с данными эксперимента предложен деформационный критерий определения величины силы, необходимой для вырыва головки заклепки из композитной обшивки.

Ключевые слова: деформации, концентрация, критерии прочности, напряжения, эксперимент.

Заклепки либо потайные болты как правило используются для закрепления аэродинамических поверхностей на летательном аппарате от действия разряженного воздушного потока. При проектировании несущих элементов конструкции самолета, состоящих из обшивки, приклепанной к стрингерному набору либо к полкам нервюры крыла и оперения, необходимо знать величину разрушающих усилий, возникающих при вырыве головки заклепки из обшивки от действия аэродинамического давления (q) на обшивку (рис. 1).

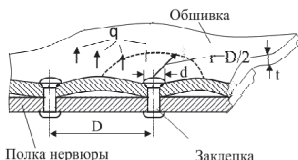


Рис. 1. Схема заклепочного ряда крепления обшивки к полке нервюры.

В работе предлагается расчетно-экспериментальный метод определения усилий вырыва крепежных элементов из композиционной обшивки. На первом этапе в специальном приспособлении в результате испытаний получены значения максимальных усилий вырыва металлического болта, моделирующего заклепку, из композитного образца при постоянном значении расстояния D . На основе анализа результатов испытаний и сравнением их с МКЭ - расчетом предложен деформационный критерий определения усилия вырыва крепежа, который был использован для прогнозирования усилия вырыва при переменном значении расстояния D между крепежными элементами.

Методика испытаний

Объектом испытаний являлись изготовленные из полимерного композиционного материала пластины размером 320×40 мм с просверленными по нормали к их плоскости зенкованными отверстиями для установки крепежа диаметрами (d) 6,35 и 7,94 мм (всего 6 пластин, по 7 испытываемых отверстий в каждой). Номинальные толщины пластин (t) составляли 4,1, 4,92 и 6,56 мм. Материал крепежа – сталь: модуль упругости $E=210$ ГПа, коэффициент

Пуассона $\nu=0,3$. Рассмотрены пластины различной толщины, изготовленные из композиционного материала с укладкой $[\pm 45^\circ/0/90]_n$, где $n=5, 6, 8$. Толщина монослоя $t=0,205$ мм, модули упругости $E_{11}=120$ ГПа, $E_{22}=E_{33}=8$ ГПа, модули сдвига $G_{12}=5$ ГПа, $G_{23}=G_{31}=2,7$ ГПа, $\nu_{12}=0,45$, $\nu_{23}=\nu_{13}=0,02$. Геометрические характеристики образцов и крепежа представлены в табл. 1.

Табл. 1. Размеры образцов.

№ пластины	Толщина образца, t , мм	Диаметр крепежа, мм	Диаметр головки крепежа, d , мм
1	4,1	6,35	10,54
2	4,1	7,94	13,35
3	4,92	6,35	10,54
4	4,92	7,94	13,35
5	6,56	6,35	10,54
6	6,56	7,94	13,35

Для подтверждения отсутствия внутренних технологических дефектов все образцы перед испытаниями были подвергнуты неразрушающему контролю.

Испытания проводились на универсальной электромеханической испытательной машине LFM-100 обеспечивающей точность измерения нагрузки $\pm 0,5$ % от текущей величины в специальном приспособлении. Схема приспособления с установленным в нем композиционным образцом приведена на рис. 2.

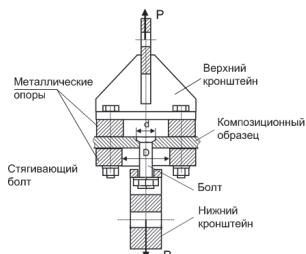


Рис. 2. Схема приспособления для испытаний.

Композиционный образец зажимается между двух стальных опор с помощью стяжных болтов, связывающих опоры с верхним и нижним крон-

штейнами. Нижний кронштейн крепится в гидрозавхват, а к верхнему прикладывается растягивающая приспособление сила P .

С увеличением силы P головка болта, контактирующая с зенкованной поверхностью композитного образца, сначала проминает композит, а затем происходит прорыв отверстия. Испытания проводились до полного прорыва отверстия головкой болта. Каждый образец испытывался 7 раз (по количеству зенкованных отверстий).

Результаты испытаний

С увеличением нагрузки разрушение в образцах начинается от смятия слоев композита в области контакта зенковки отверстия с головкой болта и оканчивается полным прорывом отверстия. Типовая диаграмма деформирования отверстий " $P-\Delta l$ ", здесь P – прикладываемая нагрузка, а Δl – перемещение верхнего кронштейна приспособления, приводится на рис. 3.

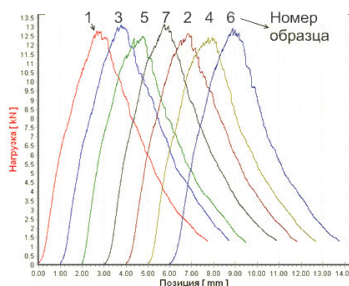


Рис. 3. Диаграммы деформирования " $P-\Delta l$ " отверстий в образцах

Характер разрушений пластин в зоне отверстия показан на рис. 4.

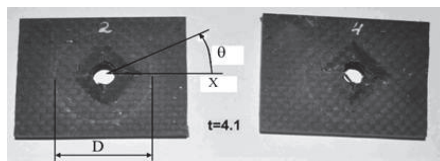


Рис. 4. Типовые разрушения отверстий в образцах пластин №1

Как следует из рис. 4 разрушение пластин сопровождается образованием четырех разломов нижнего монослоя композита с постоянным расположением их по контуру отверстия, характеризующимся углами $\theta=0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$ по отношению к оси ОХ.

Для всех образцов вычислялись межслойные напряжения по выражению:

$$\tau_b = \frac{P_b}{\pi \cdot d \cdot t}, \quad (1)$$

где P_b – усилие вырыва крепежа из композита, кН, d – диаметр шляпки крепежа, мм, t – толщина композита, мм.

В табл. 2 приводятся значения силы вырыва крепежа P_b и величины межслойных напряжений при вырыве крепежа из композитной обшивки

Табл. 2. Значения силы вырыва крепежа P_b и величины межслойных напряжений при вырыве крепежа из композитной обшивки.

Номер пластины	d , мм	t , мм	P_b , кН	τ_b , МПа
1	4,1	10,54	6,77	47,16
2	4,1	13,35	9,39	51,58
3	4,92	10,54	9,23	53,43
4	4,92	13,35	12,79	58,68
5	6,56	10,54	14,44	63,14
6	6,56	13,35	18,64	64,26

На рис. 5 приведена зависимость межслойных напряжений, при которых происходит вырыв крепежа из пластины, от отношения параметра D к толщине пластины t .

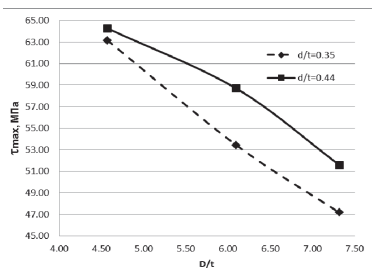


Рис. 5. Зависимость межслойных напряжений от параметра D/t .

Как следует из рис. 5, величина разрушающих межслойных напряжений не является постоянной величиной. Она зависит как от параметра d/t , так и от величины расстояния между заклепками D . С увеличением величины D величина межслойных напряжений значительно уменьшается.

Расчет и анализ

Цель расчета заключалась в поиске критерия, предсказывающего значения разрушающих межслойных напряжений при вырыве головок заклепок из обшивки. Для достижения этой цели определялось напряженно-деформированное состояние в обшивке при действии на заклепку растягивающей силы, равной силе вырыва заклепки из обшивки, полученной из эксперимента.

Расчет проведен в вычислительном комплексе программ *MSC.Marc*[1]. Расчетные конеч-

но-элементные модели для *MSC.Marc* были созданы в *MSC.PATRAN* для крепежа диаметром 6,35 мм и 7,94 мм и включали послойное моделирование композита.

Зона образца в направлении оси заклепки полностью закреплялась за исключением области диаметром $D=30$ мм с центром в отверстии. Нагрузка, равная разрушающему усилию вырыва заклепок в эксперименте, прикладывалась к нижнему сечению заклепки.

Поскольку в эксперименте разрушение началось с нижнего слоя композита, волокна в котором располагались под углом 45° к оси OX , то в табл. 3 приводятся значения тангенциальных деформаций ε_0 в этом слое. Там же приводятся значения относительных ошибок $\gamma = \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_{0\text{сп}}}{\varepsilon_{0\text{сп}}} \cdot 100\%$ деформаций, возникающих при разрушении образцов, по сравнению с осредненными значениями ($\varepsilon_{0\text{сп}}=0,688\%$) для всех испытанных образцов.

Табл. 3. Средняя тангенциальная деформация ε_0 в нижнем слое пластины.

$t_{\text{пл}}, \text{MM}$	$d=10,54 \text{ MM}$		$d=13,35 \text{ MM}$	
	ε_0	γ	ε_0	γ
4,1	6,62e-3	-3,78	6,08e-3	-11,63
4,92	7,23e-3	5,09	6,74e-3	-2,03
6,56	7,67e-3	11,48	6,94e-3	0,87

Как следует из табл. 3 максимальная относительная ошибка (γ) для всех испытанных образцов составляет $\sim 11,5\%$. Если выбросить из рассмотрения минимальные и максимальные результаты по определению значений ошибок, которые могут быть связаны с несовершенством технологии изготовления композитных образцов, то в этом случае погрешность составит $\sim 5\%$.

По этой причине, для оценки силы, вырывающей заклепку из композита и последующего определения по выражению (1) межслоевых напряжений можно в качестве критерия использовать деформационный критерий:

$$\varepsilon_0 \leq \varepsilon_{0\text{б}}, \quad (2)$$

где ε_0 – расчетное значение деформаций на контуре отверстия нижнего слоя композита, а $\varepsilon_{0\text{б}}$ – предельное значение деформации, определяемое экспериментально.

Используя выражение (2) как критерий разрушения и, принимая $\varepsilon_{0\text{б}}=0,688\%$, расчетом определены разрушающие нагрузки для заклепок, распо-

ложенных на расстоянии $D=20$ и 40 мм друг от друга, по значениям которых и выражению (1) получены критические межслоевые напряжения, приведенные на рис. 6.

Как следует из графиков, величина разрушающих межслоевых напряжений не является постоянной величиной.

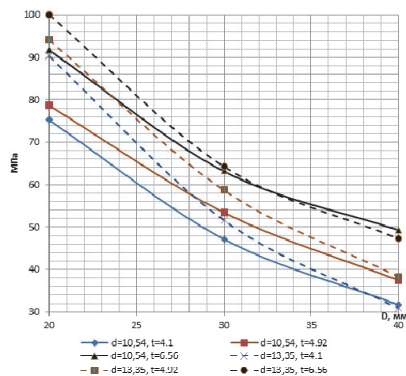


Рис. 6. Значение разрушающих межслоевых напряжений при вырыве головок крепежных элементов из композитной обшивки.

С уменьшением расстояния D между заклепками межслоевые напряжения увеличиваются. Увеличивается они и при увеличении толщины t композита. С увеличением расстояния между заклепками D более 35 мм диаметр головки заклепки практически не влияет на величину межслоевых напряжений.

1. Volume B: Element Library// Marc 2013/ MSC Software Corporation. - U.S.A., 2013. - С. 71. - URL: http://simcompanion.mscsoftware.com/infocenter/index?page=content&id=DOC10339&cat=MARC_DOCUMENTATION&actp=LIST.
2. Puck A., Schürmann H. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models, Composites Science and Technology, 1988.
3. Гришин В.И., Глебова М.А., Беспалов В.А., Гоцелюк Т.Б. Исследование критериев разрушения композиционных образцов с концентраторами напряжений при сжатии. «Механика композиционных материалов и конструкций», ИПРИМ РАН, 2013, том 20, №1, с. 58-86.
4. Гришин В.И., Дзюба А.С., Дударьков Ю.И. «Прочность и устойчивость элементов и соединений авиационных конструкций из композитов». М. ФИЗМАТЛИТ, 2013, 272 с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ ПРОЦЕССОВ СМАЧИВАНИЯ И РАСТЕКАНИЯ ОЛИГОМЕРНЫХ СВЯЗУЮЩИХ НА ПОВЕРХНОСТИ ВОЛОКНИСТЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ

Бородулин А.С., Малышева Г.В.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия
malyin@mail.ru

Аннотация: представлены результаты экспериментальных исследований кинетики процессов течения различных типов жидкостей и связующих через углеродные и органические волокно. Установлены значения пределов текучести для различных пар связующее-волокно и определены значений давлений, при которых процессы пропитывания происходят с максимальной скоростью.

Ключевые слова: волокно, режимы смачивания и растекания, рабочие жидкости, связующее.

Введение

Традиционные методы изготовления деталей из полимерных композиционных материалов (ПКМ) по препреговой технологии трудоемки. В последнее время все более широкое распространение получили методы прямого формования, например, инфузионная пропитка под вакуумом – (Vacuum Infusion), которая не требует предварительное изготовление препрега, а процесс пропитывания наполнителя совмещен с процессом формования. Однако, при использовании этой технологии невозможно оценить качество композита на промежуточных операциях изготовления. Оптимизация технологического режима изготовления ПКМ в результате управления реологическими характеристиками системы является наиболее экономичным путем совершенствования технологического процесса и повышения качества ПКМ [1, 2].

Целью настоящей работы является обоснования рациональных технологических режимов процесса пропитывания.

Объекты и методы исследования

Для исследования кинетики процессов пропитывания волокнистых наполнителей полимерными связующими в режимах смачивания и фильтрации была разработана и изготовлена специальная установка (новизна подтверждена патентом на изобретение).

Для исследования кинетики капиллярного пропитывания волокон были выбраны:

- среднепрочные отечественные углеродные волокна (УВ) и ленты марок ВМН-4, ЛУ-3, ЛУП-0,1, Элур-0,08П в исходном состоянии и обработанные 50-процентной азотной кислотой в течение $0,25 \div 6,0$ ч;
- высокопрочные углеродные волокна AS-4 и HTS фирмы Сайтек (США);
- отечественное арамидное волокно Армос.

В качестве рабочих жидкостей использовали:
- дибутилфталат, диоктилсебацинат, - глицерин;
- эпоксидные связующие марки: ЭДТ-69Н, ЭНФБ, ЭДТ-10, Этал-Инжект-SL/M.

Результаты и обсуждение

В результате проведенных исследований процессов течения жидкостей через волокна в режиме смачивания установлены значения критических давлений, при которых динамический угол натекания в уравнении Уошбурна, принимает значения 90° (первое критическое давление) и 180° (второе критическое). Использование критических давлений позволило рассчитывать статические углы смачивания волокон без их непосредственного измерения.

Изучение течения различных жидкостей через волокна в режиме фильтрации показало, что все изученные жидкости относятся к бингамовским твердообразным с одним пределом текучести (соответственно с одним граничным слоем) у простых жидкостей и двумя пределами текучести (соответственно с двумя граничными слоями) у эпоксидных связующих.

Исследование прочности при сдвиге граничных слоев эпоксидных связующих от содержания волокон показало, что эффект – перекрытия граничных слоев наступает по достижении $39 \div 41$ об.% волокон для внешних граничных слоев и $46,6 \div 50$ об.% – для внутренних граничных слоев.

Прочность внутренних граничных слоев связующих нарастает по мере увеличения степени наполнения. Установлены значения давлений, при которых будет происходить разрушения внутреннего и внешнего граничных слоев. Для эпоксидного связующего при степени наполнения 55-60 об.% волокон, граничные слои разрушаются при давлениях $(100 \div 450) \cdot 10^3$ н/м².

Список литературы

1. Нелоб В.А., Бородулин А.С., Кобец Л.П., Малышева Г.В. Исследование механизма структурообразования связующего в зависимости от микрорельефа поверхности углеродного волокна // Клеи. Герметики. Технологии. 2016. №2. С.19-23.
2. Малышева Г.В., Гусев С.А. Исследование влияния сетевого угла тканей на кинетику процесса пропитывания при формировании изделий из углепластиков // Вещ. материалы. Энциклопедический справочник. 2016. №5. С.2-6.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОШИВКИ УГЛЕРОДНЫХ ПРЕФОРМ

Буянов И.А., Малышева Г.В.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия
malyin@mail.ru

Аннотация: представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований прочности углепластика, изготовленного из предварительно прошитых слоев ткани. Установлено влияние шага прошивки и характеристик прошивной нити на прочность углепластика при растяжении, сжатии и межслоевом сдвиге.

Ключевые слова: полимерные композиционные материалы, преформа, прошивка, моделирование.

Введение

Области применения полимерных композиционных материалов постоянно расширяются и в настоящее время они используются в авиастроении, судостроении, строительстве и др. отраслях промышленности. Очень большое распространение получили полимерные композиционные материалы, в которых в качестве армирующего материала используется ткань. Для удобства формования, вместо обычных тканей все более широкое распространение получают преформы, которые представляют собой предварительно прошитую заготовку. Основное внимание, при выборе ткани, уделяется их физико-механическим и формообразующим свойствам и существует очень ограниченное число работ, в которых рассматриваются различные конструктивные схемы прошивки [1, 2].

Целью настоящей работы является моделирование схемы прошивки тканей из углепластика.

Объекты и методы исследования

В качестве объектов исследования использовалась импортная однонаправленная углеродная ткань SAATITEXINDUSTRIAUC 350 из которой изготавливали преформу толщиной 30 мм.. Расстояние между стежками изменялось от 4 до 6 мм. Прошивку слоев ткани между собой проводили отечественной нитью Армос. При прошивке варьировалась и толщина нити, которая изменялась от 0,5 до 0,8. После прошивки, преформа пропитывалась методом вакуумной инфузии. В работе использовалось отечественное связующее ЭТАЛ-ИНЖЕКТ-SL/M. После отверждения проводили механические испытания углепластиков на изгиб, растяжение и сжатие, а также выполняли структурный анализ разрушенных образцов. Для исследования микроструктуры использовался электронный микроскоп Fenom.

В работе также проводилось моделирование жесткости углепластиков при двух схемах укладки без прошивки и с прошивкой. Для расчетов использовалась программа учебная версия программы AltairOptiStruct, в которой реализованы конечно-элементные модели образца углепластика с прошивкой и без нее. Все расчеты проведены в линейной статической постановке.

Структурный анализ углепластиков проводился

с использованием рентгеновского томографа SkyScan 1172, который позволяет визуализировать структуру без дополнительной ее обработки.

Результаты и обсуждение

В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что прошивка оказывает очень незначительное влияние на такие прочностные характеристики, как предел прочности при растяжении и изгибе (они изменяются не более чем на 10%).

Проведенный структурный анализ углепластиков позволил определить пористость углепластиков в зависимости от технологии прошивки тканей, а также степень повреждения ткани в процессе прошивки. Установлено, прошивка не влияет на величину пористости, однако оказывает существенное влияние на все характеристики структуры тканного наполнителя.

Проведенные результаты расчетов жесткости однонаправленного и двунаправленного композитас вертикальной прошивкой показали, что по сравнению с непрощитым композитом жесткость на сдвиг меняется незначительно и прошивные нити почти не оказывают влияния. При наклонной прошивке композита с углом 30 градусов увеличение сдвиговой жесткости составляет до 20 % (при диаметре нити прошивки 0,8 мм и шаге 4 мм). При растяжении тонкие нити почти не оказывают влияния на жесткость пакета. С ростом толщины прошивочных нитей жесткость на растяжение композита может снижаться из-за кривизны основных волокон, вносимых прошивной нитью и малого значения модуля упругости связующего прошивной нити по сравнению с жесткостью основных волокон что действительно подтверждается результатами, полученными на разработанных в данной работе моделях.

Список литературы

1. Нелюб В.А. Применение полимерных композиционных материалов в судостроении для ремонта корабельных надстроек // Ремонт, восстановление, модернизация. 2013. №5. С.21-24.
2. Малышева Г.В., Гусев С.А. Исследование влияния сетевого угла тканей на кинетику процесса пропитывания при формировании изделий из углепластиков // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2016. №5. С.2-6.

ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ КОМПОЗИТНЫХ КРЫЛЬЕВ МАЛОГО УДЛИНЕНИЯ

Ф.М. Гагауз¹, В.И. Плотников², Р.В. Плотников²

¹ Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт», г. Харьков, Украина; fedor.gagauz@gmail.com

² АО «Центральный научно-исследовательский институт специального машиностроения», г. Хотьково, Россия

Аннотация: Разработано программное обеспечение для проектирования несущих поверхностей малогабаритных крыльев из полимерных композиционных материалов. Принцип работы программного обеспечения основан на комбинационном подходе, сочетающем методики проектировочных расчетов отдельных конструктивных элементов с повелочным расчетом в пакете конечно-элементного анализа конструкций COSMOSM.

Ключевые слова: крылья, полимерные композиционные материалы, программный комплекс, конструктивно-технологические параметры, метод конечных элементов.

Уровень современных требований, предъявляемых при проектировании ракетной техники, обуславливает необходимость использования композитов в конструкциях беспилотных летательных аппаратов (БПЛА). В частности, современные компоновочные схемы БПЛА предполагают установку малогабаритных крыльев с достаточно тонкими профилями (5...10%). Эксплуатация ракет с металлическими крыльями в этом случае может характеризоваться избыточными инерционными силами, что в свою очередь приводит к усложнению систем управления и раскрытия из транспортного положения. В связи с этим, проектирование и изготовление малогабаритных крыльев из полимерных композиционных материалов (ПКМ) является особенно актуальным.

В данном докладе описываются возможности программного комплекса, разработанного коллективом авторов на основе комбинационного подхода и математического обеспечения (методик и алгоритмов), описанного в работе [1]. Использование комбинационного подхода в этом случае обусловлено тем, что определение конструктивных параметров типовых элементов крыла реализуется на базе хорошо отработанных методик [2], основанных на дифференциальном, интегральном или аналоговом принципах проектирования и учитывающих особенности их изготовления и сборки из ПКМ, а расчет характеристик напряженно-деформированного состояния (НДС) – на базе метода конечных элементов (МКЭ), позволяющего более детально описать реальные условия нагружения и силового взаимодействия элементов крыла между собой и дающего наиболее достоверные результаты.

Алгоритм программного обеспечения (рис. 1) предусматривает ввод исходных данных, предварительное определение конструктивных параметров лонжеронного крыла с использованием проектировочных методов, запуск процедуры формирования специализированной конечно-элементной модели в программе конечно-элементного анализа и последующий итерационный процесс (расчет на прочность – изменение (коррекция) параметров – расчет

на прочность».

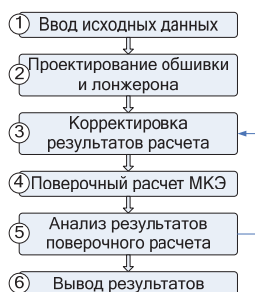


Рис.1. Блок-схема алгоритма проектирования элементов лонжеронного крыла малого удлинения

Разработанный графический интерфейс программного комплекса (рис. 2) предусматривает ввод следующей информации с использованием диалоговых окон:

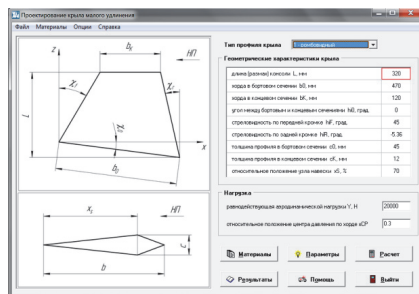


Рис.2. Главное окно программы

- основные геометрические размеры крыла с указанием типа профиля (треугольный, ромбовидный, чечевицеобразный или трапециевидные);
- физико-механические характеристики ис-

пользуемых материалов с возможностью внесения их в базу данных, которая настраивается и редактируется пользователем;

- предполагаемая схема ориентации главных направлений ПКМ обшивки (вдоль размаха крыла или вдоль передней и задней кромок);
- схема укладки ПКМ обшивки (с возможностью ее оптимизации);
- другие опции (конструктивные ограничения, максимально допустимый прогиб, средний размер конечного элемента и т.д.).

Для поверочного расчета крыла в программном комплексе реализована передача исходных данных и результатов предварительного проектирования в пакет инженерного анализа COSMOS/M. Построение конечно-элементной модели крыла и последующий расчет осуществляется в автоматическом режиме и базируется на использовании плоских оболочечных элементов типа SHELL4L (для моделирования слоистого ПКМ обшивки, полок и стенок лонжерона) и объемных конечных элементов типа SOLID (для моделирования заполнителя). Заданная нагрузка прикладывается в виде давления, распределенного равномерно по размаху крыла и по трапецевидному закону по хорде с учетом заданного относительного положения центра давления.

Для наглядной оценки результатов поверочного расчета программа автоматически генерирует отдельные файлы-изображения и помещает их в директорию с сохраненным проектом. В качестве результатов выводятся следующие характеристики НДС:

- распределение вертикальных перемещений (прогибов) крыла;
- коэффициент разрушения, полученный по критерию Хилла для слоистого ПКМ:

$$MFIND = \max_i \left(\frac{\sigma_{1i}^2}{F_{1i}^2} - \frac{\sigma_{1i}\sigma_{2i}}{F_{1i}F_{2i}} + \frac{\sigma_{2i}^2}{F_{2i}^2} + \frac{\tau_{12i}^2}{F_{12i}^2} \right) \leq 1 \quad (1)$$

где $\sigma_{1i}, \sigma_{2i}, \tau_{12i}, F_{1i}, F_{2i}, F_{12i}$ – действующие напряжения в i -ом слое и пределы прочности однонаправленного слоя соответственно.

С учетом принятого критерия прочности (1), коэффициент запаса прочности композитных элементов рассчитывается по формуле

$$v = \frac{1}{\sqrt{MFIND}}. \quad (2)$$

Коэффициенты разрушения (1) выводятся как для крыла в целом (рис. 3, а), так и для отдельных конструктивно-силовых элементов (рис. 3, б, в), что дает возможность пользователю выявить наиболее нагруженный элемент конструктивно-силовой схемы и принять решение об изменении геометрических параметров отдельных силовых элементов а, при необходимости, и структуры ПКМ. В этом случае в диалоговом меню программы пользователем вводятся откорректированные значения параметров,

проект с изменениями сохраняется и поверочный расчет МКЭ запускается повторно.

Для отладки разработанного программного обеспечения были проведены многочисленные параметрические исследования по проектированию и расчету композитных крыльев малогабаритных летательных аппаратов.

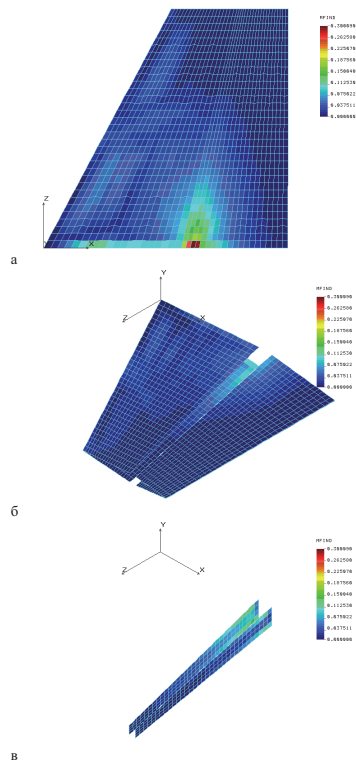


Рис.3. Пример отображения результатов расчета МКЭ

Для облегчения работы с программным комплексом составлено его описание и рекомендации, которые интегрированы в виде файла-справки.

1. Проектирование малогабаритных крыльев из композитов / П.М. Гагауз, Ф.М. Гагауз, Я.С. Карпов, В.И. Плотников, Р.В. Плотников // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 2(70). – Харьков, 2012. – С. 7 – 19.
2. Карпов Я.С. Проектирование деталей и агрегатов из композитов: учебник. – Харьков: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2010. – 768 с.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НОВОГО МЕТОДА ПРОВЕРКИ СТАТИСТИЧЕСКОЙ ОДНОРОДНОСТИ НА ПРИМЕРЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПРОЧНОСТИ ВЫСОКОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

И.В.Гадолина¹*, Н.Г.Лисаченко², Р.И.Зайнетдинов³, А.Г.Попов²

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия; *gadolina@mail.ru; ²АО «ОНПП «Технология», ³МГУПС-МИИТ

Аннотация: Разработан непараметрический метод с элементами параметризации на основе бутстреп-моделирования для проверки однородности выборок. Метод применен для проверки гипотезы об однородности прочности высокотехнологичных композиционных материалов.

Ключевые слова: статистика, бутстреп, композиционные материалы, прочность.

Введение

Многие исследователи, применяющие в своей практике статистические методы, предпочитают использовать традиционные статистические методы, несмотря на то, что в настоящее время имеется альтернатива по части использования новых возможностей, таких как разведочный анализ, визуализация данных, ресэмплинг [1]. Это объясняется рядом причин. В числе прочих, это то, что новые методы часто не включены в учебные курсы университетов по статистике, то, что они не вошли в большинство коммерческих статистических пакетов. В результате исследователи с большой неохотой осваивают эти методы.

Остановимся на применении одной из этих новых технологий, а именно ресэмплинга. Он, в отличие от других, включен в такие пакеты, как SAS, SPSS и SyStat. Он может быть также реализован в табличных программах, типа Excel. Широкие возможности для ресэмплинга предоставляет язык программирования R. Последний находится в открытом доступе в Интернете и обладает огромными программными возможностями для статистики – программы дополняются в виде скриптов.

Классические программные процедуры сравнивают наблюдаемые статистики с теоретическими распределениями. Для применения непараметрических методов необходимы повторные опыты. Ресэмплинг – это новая методика, потому что следуя ей мы обязаны выдвигать гипотезы о теоретических распределениях. Более того, статистические выводы делаются на основе повторяющихся выборок на основе исходной выборки. Мощный стимул для распространения и внедрения методов ресэмплинга – это широкое использование персональных компьютеров в практике инженерных исследований. Методы ресэмплинга можно назвать численными методами в статистике.

Условно можно выделить четыре группы методов ресэмплинга, которые появились в разные годы и имеют разные области применения. Охарактеризуем их кратко.

1. Перестановочный тест. Впервые был предложен сэром Робертом Фишером – основателем классической теории статистических испытаний. В

последствии, Р. Фишер потерял интерес к этому методу, так как в его время еще не было быстродействующих компьютеров для этой трудоемкой задачи.

2. Перепроверка. Метод оценки аналитической модели на основе независимых статистических данных. Исходная выборка делится на k частей. На $k-1$ частях выборки производится обучение, а оставшаяся часть используется для тестирования.

3. Джекнайф (метод складного ножа). При использовании этого метода последовательно отбрасывается по одному наблюдению, и производятся оценки. Полученные результаты используются для анализа вариабельности.

4. Бутстреп. Всего одна доступная выборка (случай, достаточно часто встречающийся в практике наблюдений и испытаний) порождает множество так называемых бутстреп-выборок. Есть английская идиома: вытащить себя за бутстреп. Бутстреп – это ремешок для натягивания ботинок; по-русски: вытащить себя за волосы, и производятся формирующихся по определенным правилам бутстреп-выборки делаются статистические выводы.

Из перечисленных методов наиболее современный – бутстреп. По своим возможностям он превосходит прочие тем, что обеспечивает наименьшее смещение оценок и дает более состоятельные результаты. Обсудим за и против использования методов ресэмплинга.

Сильные стороны ресэмплинга:

- Классические процедуры основываются на теоретических распределениях, как для выборки, так и для генеральной совокупности. Но логический переход от выборки к популяции часто сопряжен с дополнительными трудностями. В тех случаях, когда существуют сомнения насчет теоретических распределений, использование процедур ресэмплинга является хорошей альтернативой.

- Ресэмплинг прост и понятен. Не требуется основательных академических знаний. В связи с этим, хорош для обучения студентов.

- Если для какой-либо статистики еще не разработаны теоретические выражения для дисперсии, применение методов ресэмплинга может оказаться единственной возможностью получить эту оценку.

- Применимы к «большим данным» [2].
- Критика методов ресэмплинга:
 - Некоторые исследователи утверждают, что простые доверительные интервалы бутстреп всегда имеют смещение. При этом необходимо отметить, что смещение уменьшается с ростом числа выборок, а при современных быстродействиях компьютеров реализовать 10000 выборок бутстреп это вопрос нескольких секунд. Также смещение может быть устранено путем применения более сложной процедуры бутстрепа.

• Если данные «плохи», то бутстреп не в состоянии улучшить оценку. Справедливости ради надо отметить, что классические методы также бессильны в этом случае.

Можно было бы пофантазировать на тему того, что если Сэр Роберт Фишер разрабатывал свою теорию ANOVA в эру компьютеров, его метод не был бы так привязан к теоретическим распределениям. Некоторые исследователи считают, что Фишер был бы не против методов ресэмплинга для получения статистических выводов. Тем более это именно он изобрел метод рандомизации статистического эксперимента.

Разработка метода и его применение

В настоящей работе описывается разработка и применение метода проверки однородности выборок на основе бутстрепа. Ранее [3] для аналогичных высокотехнологических материалов, используемых в авиации, уже была сделана попытка применения бутстрепа для оценки доверительных интервалов 10% квантиля. При этом опыт применения бутстрепа к этой задаче оказался удачным, чему свидетельствует удовлетворительное соответствие результатов полученным ранее. При этом метод, основанный на бутстреп-моделировании, свободен от ограничений по распределению, в связи с чем он может оказаться более перспективным.

Далее рассматривается задача проверки однородности двух выборок: 1) выборка А состоящая из 25 образцов материала из пяти рулонов с номерами от №2 до №6 и 2) выборка В – состоящая из пяти образцов рулона №1. Для проверки однородности ранее уже был применен непараметрический k-выборочный критерий Андерсона-Дарлинга. На уровне значимости 0,05 (вероятность ошибочного отклонения гипотезы 5%) партии А и В оказались неоднородны.

Таким образом, можно сказать, что рассмотренный пример носит методический характер, призванный продемонстрировать применение разработанного метода.

Метод основан на моделировании бутстреп с применением языка программирования R и графики Excel. Схематично метод поясняется на блок-схеме, Рис.1.

Последовательность действий такова. Вводятся данные по БОльшей выборке А, одной из тех двух, однородность которых предстоит проверить. Для нее

осуществляется бутстреп-моделирование в среде программирования R с помощью оператора SAMPLE. Важно указать в этом операторе параметр `replace = TRUE`, что означает создание выборок с возвращением, в соответствии с правилом создания бутстреп-выборок. Размер бутстреп-выборки соответствует размеру А. Число бутстреп-выборок в данном случае было принято 100, что представляется достаточным для данной задачи. Каждая бутстреп-выборка преобразуется в вариационный ряд.

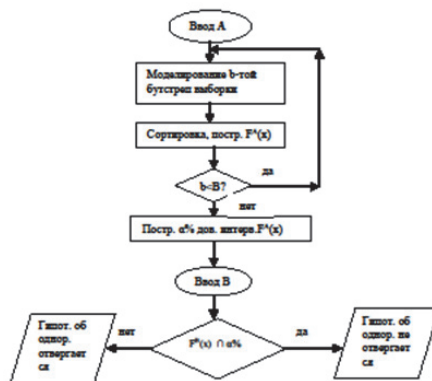


Рис. 1. Блок-схема метода проверки однородности выборок.

Воспользовавшись классическими критериями можно показать, что распределение прочности образцов не противоречит нормальному закону распределения. Хотя разрабатываемый метод и непараметрический, для удобства обработки применяется графическое представление выборок путем использования квантили $\Psi = F(x)^{-1}$ – обратная функция от нормальной функции распределения $F(x)$:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\sigma^2}} dt$$

Данные в виде пар (случайная величина x ; квантиль U_p) заносятся в таблицу данных X.

Далее по значениям квантилей для каждой случайной величины прочности x строится вариационный ряд второго порядка, теперь уже для построения 90% доверительной области для $F^A(x)$. При 100 бутстреп-выборках доверительная область ограничена значениями индексов нижнего № 5 и верхнего № 95. Для проверки гипотезы об однородности на график наносится также $F^B(x)$ – функция распределения выборки В. Если она не попадает в доверительную область для $F^A(x)$, то гипотеза отвергается на уровне значимости 90%. Несколько похожий метод был применен ранее при обработке цензурированных выборок – там осуществлялась нормальная аппрок-

симация распределения $F(x)$ [4]. На Рис.2 на нормальной вероятностной бумаге (по вертикали отложены квантили нормального распределения U_p , по горизонтали предел прочности образцов в МПа) по-

казана доверительная область для $F^A(x)$, образованная пятью бутстреп-выборками (остальные выборки не показаны с целью большей наглядности рисунка) и точечная оценка $F^B(x)$.

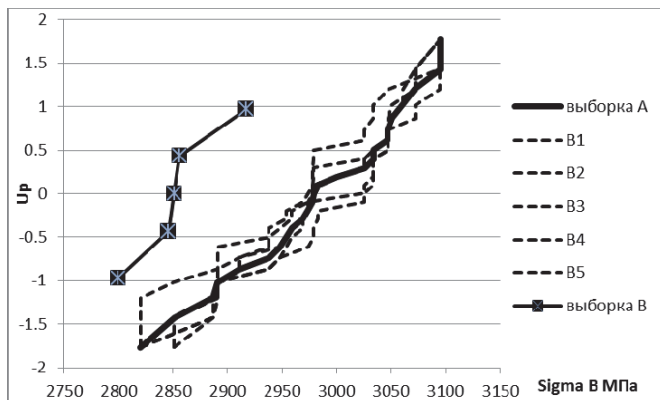


Рис.2 Выборочные распределения и приблизительная доверительная область для выборки А и В на нормальной вероятностной бумаге (B1...B5 – бутстреп-выборки)

Видно, что последняя не попадает в доверительную область, что позволяет отвергнуть гипотезу об однородности выборок А и В.

Выводы

Методы ресэмплинга могут быть с успехом применены к анализу статистических распределений прочности высокотехнологичных материалов. Разработанный метод на основе бутстреп продемонстрировал свою работоспособность на примере анализа однородности выборок (выборки неоднородны).

Список литературы

1. С.Н.Ю. Resampling methods: Concepts, Application, and Justification. Pareonline.net. 2003. 8(19)
2. Зайнетдинов Р.И., Галюлина И.В. Big data vs Small Data: Инновационные технологии сбора и обработки информации о техническом состоянии наукоемкой техники. Научные труды IV Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» Москва, 2015. С.111-113.
3. Галюлина И.В., Лисаченко Н.Г., Попов А.Г. Сравнение доверительных интервалов для процентилей случайной выборки на основании формул математической статистики и полученных бутстреп-моделированием. Сборник тезисов конференции Обнинск (в печати)
4. Адлер Ю.П., Галюлина И.В., Ляндрес М.Н. Бутстреп-моделирование при построении доверительных интервалов по цензурированным выборкам// Заводская лаборатория. 1987. №10. С.90-94.

ПРОЕКТНЫЙ КОМПЛЕКС ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КОМПОЗИТНЫХ АГРЕГАТОВ РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ

В.Е. Гайдачук¹, А.В. Кондратьев¹, В.В. Кириченко¹, Е.В. Решетникова²

¹ Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт»,
Харьков, Украина; kondratyev_a_v@mail.ru

² Новокузнецкий институт (филиал) Федерального государственного бюджетного образовательного
учреждения высшего профессионального образования «Кемеровский государственный университет»,
Новокузнецк, Россия

Аннотация: Синтезирован проектный комплекс оптимизации конструктивно-технологических параметров композиционных изделий ракетно-космической техники, позволяющий решить задачу обоснованного (с учетом выбранного критерия эффективности) выбора конструктивных материалов и взаимосвязанных с ним задачи синтеза конструктивно-силовой схемы агрегатов и конструктивно-технологических решений узлов, деталей и соединений с учетом ограничений существующего уровня их производства. Комплекс исследований и их основных результатов представлен в виде анализа типовых композиционных агрегатов ракетно-космической техники.

Ключевые слова: ракетно-космическая техника, оптимизация, проектный комплекс, конструктивно-технологические параметры, полимерные композиционные материалы

В современных условиях все возрастающей конкуренции основной тенденцией развития ракетно-космической отрасли на долгосрочную перспективу является повышение эффективности производимой ракетно-космической техники (РКТ), обладающей рядом особенностей, что выделяет ее в отдельный класс техники. Поиск путей решения этой проблемы привел к постоянно нарастающей тенденции использования в конструкциях РКТ полимерных композиционных материалов (ПКМ) с возрастающим объемом и уровнем ответственности изделий. Однако реализация этих возможностей связана с необходимостью решения ряда принципиально важных задач по обеспечению конкурентоспособности изделий РКТ из ПКМ на мировом рынке, охватывающих ключевые аспекты научных основ оптимального проектирования и изготовления изделий этого класса с учетом существующего уровня их производства.

Доклад посвящен изложению некоторых основных результатов, полученных к настоящему моменту времени коллективом авторов. Представлены основные аспекты разработанной концепции реализации рационального проекта создания изделий РКТ из ПКМ, включающей в себя пять взаимосвязанных составляющих его жизненного цикла: собственно проектирование, технологию производства, эксплуатацию, экологию и безопасность производственной жизнедеятельности. Сущность концепции состоит в следующем:

- в интегрированной компьютеризации всего жизненного цикла проектируемого объекта;
- в научно обоснованном прогнозировании предельно возможного повышения эффективности агрегатов РКТ с учетом существующего уровня их производства;
- во вскрытии сопутствующих существующего уровню производства агрегатов РКТ типовых дефектов и установлении их потенциальной опасности

для штатного функционирования изделий в эксплуатации.

С целью максимального повышения эффективности агрегатов РКТ из ПКМ с учетом существующего уровня их производства был разработан проектный комплекс реализации предложенной концепции, где решается задача обоснованного (с учетом указанного критерия эффективности) выбора материалов для конструкций РКТ и взаимосвязанные с ними задачи синтеза конструктивно-силовых схем (КСС) агрегатов и конструктивно-технологических решений (КТР) узлов, деталей и соединений с учетом ограничений существующего уровня их производства. Ввиду большого разнообразия агрегатов РКТ и предъявляемых к ним требований применение разработанного проектного комплекса оптимизации напрямую нецелесообразно, поскольку его программная реализация в этом случае будет значительно затруднена. Поэтому требуется декомпозиция общей задачи оптимального проектирования рассматриваемых объектов РКТ на ряд типовых, соответствующих конкретному классу конструкций:

- несущих отсеков ракет-носителей (РН) – головных обтекателей, межступенчатых отсеков;
- прецизионных конструкций космических аппаратов (КА) – панелей солнечных батарей (СБ), размеростабильных платформ, корпусов спутников.

В докладе на примере головного блока РН космического назначения показано, что минимизация массы его конструкции обеспечила реализацию потенциальных возможностей снижения ее более чем на 20% в конструктивных элементах при регламентированной несущей способности (прочности и устойчивости) с учетом практически всего спектра внешних воздействий. Проведенная оптимизация конструктивных параметров секции СБ различной КСС позволяют рассчитывать на снижение ее поверхностной массы до 0,5 кг/м².

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ В БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЯХ

Гришин В.И.^{1,*}, Гоцелюк Т.Б.², Коваленко Н.А.³

¹ЦАГИ им. Н.Е. Жуковского, г. Жуковский, Россия, *gvi0641@gmail.com

²СибНИА им. С.А. Чаплыгина, г. Новосибирск, Россия

³НГТУ, г. Новосибирск, Россия.

Аннотация: Проведено экспериментальное исследование прочности образцов болтового соединения на основе углепластика типа КМКУ и Torayca T700. На основе модели прогрессирующего разрушения проведена расчетная оценка разрушающей нагрузки и типа разрушения двухрезных болтовых соединений в слоистых композитах. Эффективность использования модели прогрессирующего разрушения для прогнозирования разрушающей нагрузки и типа разрушения болтового соединения подтверждена сравнением результатов численного исследования с данными эксперимента.

Ключевые слова: слоистые композиты, болтовое соединение, критерий разрушения, деградация материала.

Широкое использование композиционных материалов (КМ) в различных элементах конструкций делает актуальным вопрос о расчетном методе, способном прогнозировать поведение и разрушение элементов конструкции из КМ. Для прогнозирования прочности механических соединений слоистых КМ предложены различные критерии, основные из которых приводятся в работах [1-5]. Как правило, использование этих критериев приводит к консервативным оценкам прочности соединений и не позволяет прогнозировать вид разрушения КМ.

В работе предлагается модель прогрессирующего разрушения КМ, реализованная в трехмерной постановке и включающая в себя анализ напряженного состояния, анализ разрушений и деградацию свойств материала в зависимости от обнаруженного вида разрушения.

На первом этапе расчета необходимо разработать конечно-элементную модель (КЭМ) болтового соединения для оценки напряженно-деформированного состояния. В настоящей работе использована трехмерная КЭМ контактного взаимодействия болтового соединения с учетом коэффициента трения, созданная на основе конечно-элементного комплекса ANSYS. Слои КМ смоделированы однородным ортотропным материалом с механическими характеристиками монослоя, по толщине монослоя расположен один конечный элемент. Угол армирования в укладке задан с использованием локальной системы координат, которая определяет направление осей ортотропного материала.

После проведения расчета на основе встроенного в ANSYS языка программирования APDL разработан макрос, который проводит анализ разрушений, представляющий собой проверку на наличие повреждений по критериям разрушения. В представленном исследовании для анализа разрушений выбраны критерии Хашина[3] для задачи в объемной постановке в форме [6]. Выбранные критерии позволяют различить семь видов разрушения внутри пакета: растрескивание матрицы при растяжении и

сжатии, разрушение волокна при растяжении и сжатии, отрыв матрицы от волокна посредством сдвига и расслоение при растяжении и сжатии.

Обнаружение определенного вида разрушения предполагает, что в области повреждения материал перестает воспринимать соответствующую нагрузку полностью или частично в зависимости от использованного правила деградации материала. Используемые на практике правила деградации получены эмпирическим путем и заключаются в снижении определенных свойств материала в поврежденной области в зависимости от вида разрушения. В данной работе использованы правила деградации, предложенные Таном и его коллегами [7].

После проведения деградации механических свойств материала проводится проверка на потерю несущей способности исследуемого элемента конструкции. В случае если элемент конструкции утрачивает способность нести нагрузку, программа останавливается. В обратном случае программа возвращается на этап расчета напряженного состояния элемента с ухудшенными свойствами на текущем уровне нагружения. Вновь проводится анализ на наличие новых повреждений и, в случае необходимости, последующая деградация свойств материала. Процедура пересчета на текущем уровне нагрузки продолжается до тех пор, пока не прекращается накопление поврежденного материала, после чего уровень прикладываемой нагрузки повышается на заданный шаг нагружения и процедура расчета начинается заново. Расчет останавливается в момент, когда исследуемый объект теряет несущую способность.

Для контроля потери несущей способности используется диаграмма «нагрузка-перемещение» контрольных точек объекта, построенная на основе конечно-элементного расчета. Наличие резкого увеличения перемещений при неизменном шаге нагружения свидетельствует о переходе к активной фазе накопления повреждений, что, как правило, сопровождается приростом зон, поврежденных по наиболее опасным комбинациям механизмов разрушения

(разрыв волокна, расслоение и отрыв матрицы от волокна), который контролируется отдельно.

Верификация применимости и эффективности модели прогрессирующего разрушения в исследовании прочности болтовых соединений в слоистых КМ выполнялась на образцах, эскиз которых приведен на рис.1.

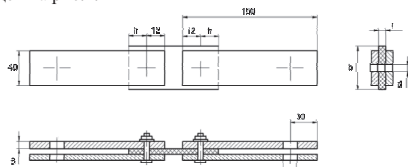


Рис.1. Эскиз образца болтового соединения

Первая часть образцов композитных пластин, включала 16 групп, вырезанных из углепластика типа КМКУ, наружные слои которых выполнены из стеклопластика КМКС в виде защитных слоев сверху и снизу. Вторая часть образцов была изготовлена из углепластика на основе монослоя Тогаса Т700 и включала четыре группы. Размеры образцов варьировались в следующих пределах: $d=6-10$ мм, $t=2,2-4,9$ мм, $b=25,5-43,8$ мм, $l=12-24$ мм. Количество образцов в каждой группе не превышало 3.

Металлические пластины в образцах были изготовлены из листа Д16Т толщиной 6 мм. Болты, используемые в образцах, выполнены из высокопрочной стали. Некоторые образцы испытывались с затяжкой гаек. Эксперименты проводились на гидравлической машине УТМ-100 с нагружением по перемещению штока со скоростью 6 мм/мин.

При численном моделировании болтового соединения использовали объемные восьмиузловые конечные элементы. Общий вид КЭМ образца болтового соединения представлен на рис. 2. К торцам алюминиевых пластин прикладывали распределенную нагрузку и ограничивали их перемещения вдоль вертикальной оси.

На рис. 3 проводится расчет разрушающей нагрузки для образца группы I при следующих шагах нагружения ΔP : 4,8 кгс, 12 кгс, 24 кгс и 48 кгс. Существенное отличие в прогнозируемых величинах наблюдается при использовании шага нагружения менее 24 кгс является нецелесообразным с точки зрения временных затрат. Исходя из этих соображений, для дальнейших расчетов было решено использовать шаг нагружения $\Delta P = 24$ кгс.

На рис. 4 представлены расчетные диаграммы «нагрузка-перемещение» и диаграммы, полученные при испытании некоторых образцов второй группы. Из экспериментальных диаграмм исключен начальный нелинейный участок, отражающий процесс выбора зазоров в болтовом соединении и в захватах испытательной машины.

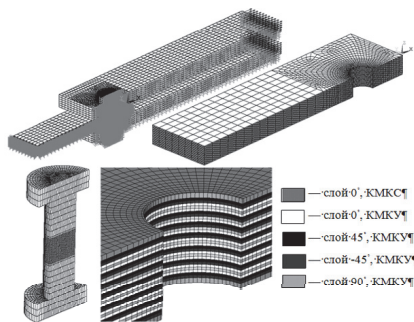


Рис.2. КЭМ образца болтового соединения

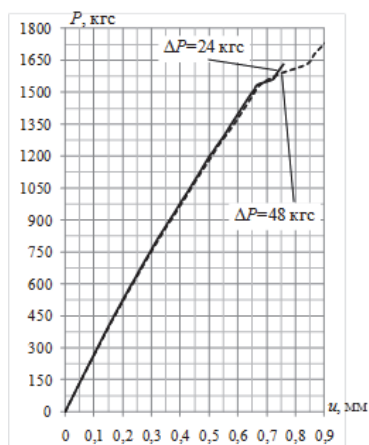


Рис. 3 Расчетная диаграмма «нагрузка-перемещение» для образцов группы I при различных шагах нагружения

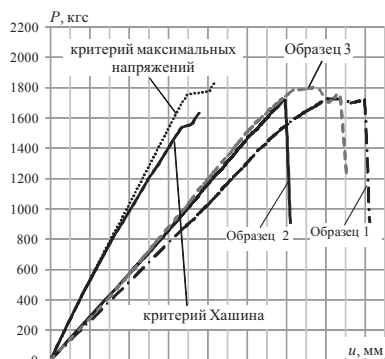


Рис. 4 Диаграммы «нагрузка-перемещение» для второй группы образцов

Сопоставление диаграмм показывает существенное различие в углах наклона экспериментальных и численных кривых, что объясняется разницей в податливости КЭМ болтового соединения и испытанного образца с приспособлением. В эксперименте передача нагрузки к образцу осуществлялась через дополнительную пластину, установленную между алюминиевыми пластинами (рис. 1). КЭМ, применяемая в расчете, не включала в себя дополнительную пластину и болт, использованные в стенде при испытаниях, с целью уменьшения временных затрат на расчет. По этой причине образец с приспособлением представляет собой более податливую систему, чем отдельно взятый образец, что отражается более пологой кривой «нагрузка-перемещение», полученной в эксперименте.

Результаты работы [8] показывают, что учет вклада касательных напряжений при оценке разрушения волокна при растяжении, используемое в критериях Хашина, а именно,

$$\left(\frac{\sigma_x}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xy}}{S_{xy}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

приводит к консервативной оценке прочности болтового соединения, поэтому авторами рекомендовано использование критерия максимальных напряжений при оценке разрыва волокна:

$$\left(\frac{\sigma_x}{X_t}\right) \geq 1 \quad (2)$$

В выражениях (1) и (2) величина X_t — значение пределов прочности монослоя на растяжение, а S_{xy} , S_{xz} — на сдвиг.

В табл.1 приведены результаты оценки прочности соединения для некоторых групп образцов с использованием критерия Хашина и критерия максимальных напряжений для выявления разрыва волокна. Критерий максимальных напряжений дает более высокую оценку разрушающей нагрузки по сравнению с критерием Хашина. Выбор критерия практически не влияет на результат расчетной оценки прочности соединения в случае, когда в укладке слои 0° составляют 50% (группы образцов XII, XIII таблицы для образца на основе углепластика КМКУ). Для всех остальных образцов изменение в расчетной оценке лежит в пределах 5-13%.

В целом результаты табл. 1 показывают, что возможно применение модели прогрессирующего разрушения с использованием и того и другого критерия для разрушения волокна при растяжении, но, так как использование критерия Хашина, в основном, дает консервативную оценку, то для расчета

несущей способности болтовых соединений в запас все же следует выбирать данный критерий.

Отличительной особенностью оценки прочности болтового соединения с использованием модели прогрессирующего разрушения является возможность прогнозирования типа разрушения образца (разрыв, скол, смятие).

Табл. 1

Группа	$P_{ср}$ кгс	$P_{расч}$, кгс		δ , %	
		Критерий Хашина	Критерий максимальных напряжений	Критерий Хашина	Критерий максимальных напряжений
I	1731	1560	1776	-9,9	2,6
II	1987	1992	2136	0,3	7,5
V	2266	2136	2256	-5,7	-0,4
VII	1558	1560	1704	0,1	9,4
XII	2048	1824	1848	-10,9	-9,8
XIII	1250	1392	1392	11,4	11,4

Определение последовательности разрушенных определенным образом монослоев в образце, полученное в ходе процедуры расчета с использованием модели прогрессирующего разрушения, в момент потери несущей способности позволяет предсказать тип разрушения образца [9], что важно при проектировании ответственных соединений.

1. Camanho P.P., Matthews F.L. Stress analysis and strength prediction of mechanically fastened joints in FRP: a review // Composites Part A. — 1997. — Vol. 28A. — P.529–547.
2. Whitney J.M., Nuismer R.J. Stress fracture criteria for laminated composites containing stress concentrations // J. Compos. Mater. — 1974. — Vol. 8. — P.253–265.
3. Hahn Z. Failure criteria for unidirectional fibre composites // J. Appl. Mech. — 1980. — Vol. 47. — P.329–334.
4. Гришин В.И., Глебова М.А., Беспалов В.А., Гоцелюк Т.Б. Исследование критериев разрушения композиционных образцов с концентраторами напряжений при сжатии // Механика композиционных материалов и конструкций, ИПРИМ РАН. — 2014. — Т.20. — №1. — С. 58–86. ISSN-1929-6670
5. В.И. Гришин, А.С.Дзюба, Ю.И.Дударьков. Прочность и устойчивость элементов и соединений авиационных конструкций из композитов. М. ФИЗМАТЛИТ, 2013. 272 с.
6. Shokrieh M.M., Lessard L.B. Progressive fatigue damage modeling of composite materials. Part I: Modeling // J. Compos. Mater. — 2001. — Vol. 34. — P.1056–1080
7. Tan S.C. A progressive failure model for composite laminates containing openings // J. Compos. Mater. — 1991. — Vol. 25. — P.556–577
8. Tserpes K.I., Labeas G., Papanikos P., Kermanidis Th. Strength prediction of bolted joints in graphite/epoxy composite laminates // Composites Part B: engineering. — 2002. — Vol. 33. — P.521–529.
9. Беспалов В.А., Гоцелюк Т.Б., Коваленко Н.А., Олегин И.П. Использование модели развивающегося повреждения при оценке прочности слоистых углепластиков с различными концентраторами напряжений // Омский научный вестник. — 2015. — № 3 (143). — С. 329–333.

СПИНОДАЛЬНЫЙ РАСПАД РАСТВОРА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ЭВТЕКТИЧЕСКИХ КОМПОЗИТОВ

Гуськов А.П.

ИФТТ РАН, Черноголовка, Россия; guskov@issp.ac.ru;

Аннотация: Показано, каким образом раствор при формировании эвтектических композитов может попасть в область спинодального распада. Строится фазовая диаграмма, которая кроме температуры и концентрации содержит дополнительную координату – энергию смешения раствора. Согласно такой диаграмме, при фазовом переходе раствор может проходить через последовательность нескольких состояний, включая неустойчивое. Используя полученную последовательность состояний раствора построено решение изотермической задачи диффузии. Результатом проведенного анализа является объяснение нескольких экспериментально наблюдаемых явлений массопереноса.

Ключевые слова: Раствор, спинодальный распад, эвтектика, энергия смешения.

Для понимания свойств эвтектических композитов, необходимо знать природу их формирования. Однако в настоящее время общепринятая теория эвтектических композитов Ханта и Джексона вызывает множество вопросов и не может дать ответа на основной вопрос, – какими процессами определяется зависимость периода эвтектической структуры от скорости перемещения межфазной границы. До сих пор появляются публикации, в которых дискутируется этот вопрос [1,2]. В работе [3] было сделано предположение, а в [4,5] показано экспериментально, что при формировании эвтектических композитов происходит спинодальный распад растворов. Возникает естественный вопрос, каким образом раствор при кристаллизации попадает в неустойчивую область, т.е. в область спинодального распада. Используемые для анализа фазовых переходов равновесные фазовые диаграммы не дают ответа на этот вопрос. В работе [3], используя для построения равновесной фазовой диаграммы модель локально-конфигурационного взаимодействия частиц, была построена эвтектическая фазовая диаграмма и в ней помещалась граница области твердого неустойчивого раствора – спинодаль. Из этого построения следует, что при изменении параметров раствора, которое происходит в процессе фазового перехода, раствор может попасть в область спинодального распада. Но провести в общем случае анализ условий перехода раствора в неустойчивое состояние, а, тем более, построить границу спинодальной области в настоящее время не представляется возможным. Однако, как показали дальнейшие исследования, локально-конфигурационная модель содержит параметр, который однозначно определяет границу спинодальной области. Этот параметром является энергия смешения компонент раствора. На рисунке 1 в пространстве концентрация (с)– температура (Т) – энергия смешения (U) построена спинодаль, которая здесь представляет поверхность. Построение выполнено при значениях параметров, используемых в работе [3]. На этой диаграмме, которую можно назвать, например, обобщенной, линии равновесия фаз отделены координатой энергии смешения. Линии ликвидус находится в

плоскости значения энергии смешения жидкого раствора – линии b_1e_1 и f_1e_1 , а линии солидус – в плоскости значения энергии смешения твердой фазы – линии b_2d_2 и f_2d_2 .

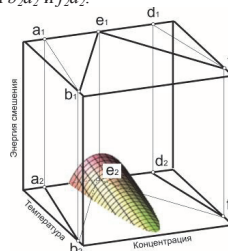


Рис. 1. Фазовая диаграмма с учетом изменения энергии смешения раствора.

Логично предположить, что в процессе фазового перехода параметры раствора изменяются непрерывно. В таком случае при фазовом переходе c , T , и U будут изменяться по некоторой траектории, которая начинается на линии равновесия жидкой фазы и заканчивается на линии равновесия твердой.

Возникает вопрос, – каким образом в построенных координатах можно показать возможность существования неустойчивого состояния раствора в процессе фазового перехода. Это, например, просто сделать для асимптотического режима закалки. Действительно, в асимптотическом случае бесконечно быстрой закалки раствор из точки на линии ликвидус, при постоянных значениях концентрации и температуре закалки, по вертикальной траектории попадает на плоскость твердой фазы. Если концентрация раствора достаточно близка к эвтектической концентрации, то раствор попадет в область спинодального распада. В случае известного стационарного квазиравновесного режима кристаллизации, концентрация скачком изменяется от ее значения на линии ликвидус, до значения на линии солидус. Если система при этом находится в плоскости энергии смешения жидкого раствора, а затем переходит в твердое состояние, то траектория при такой интерпретации обходит область неустойчивого раствора.

Интуитивно можно предположить, что в равновесии раствор не попадает в область

спинодального распада. Для иллюстрации этого предположения поставим условие. Пусть в равновесном межфазном переходе параметры системы изменяются так, что при их промежуточных значениях раствор находится в равновесии с твердым раствором. В этом случае при разных температурах траектории системы показаны на рисунке 2.

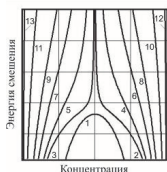


Рис. 2. Траектории изменения параметров раствора.

В расчетах параметры предполагались линейно зависящими от энергии смешения. Из условия равновесия промежуточной фазы с твердой фазой находилось промежуточное значение энергии смешения. Кривая 1 это сечение границы спинодальной области плоскостью эвтектической температуры. Кривые 2 и 3 – траектории системы при эвтектической температуре. Они начинаются в точке эвтектической концентрации жидкого раствора и заканчиваются в точках эвтектической концентрации твердого раствора. На рисунке изображены проекции траекторий системы на плоскость эвтектической температуры. Траектории 12 и 13 это траектории вблизи температуры фазового перехода чистых компонент. Остальные траектории построены при промежуточных значениях температуры. Из рисунка следует, что построенные траектории не пересекают границу области спинодального распада. Все траектории находятся на поверхности, которая соединяет линии равновесия жидкого раствора с соответствующими линиями равновесия твердого раствора. Эта поверхность не пересекает границы спинодальной области.

Если поверхность, по которой проходят траектории системы, пересекает границу области спинодального распада, то в координатах (c, T, U) получаем линию пересечения поверхности траекторий системы и границы спинодальной области. При изменении параметров стационарного режима система будет находиться на траекториях, которые проходят по этой линии. Это кривая является кривой динамического равновесия системы. При анализе режимов фазового перехода, кривая динамического равновесия аналогична кривым равновесия фаз. В отличие от линий равновесия эта кривая будет влиять на режим фазового перехода только в том случае, если раствор попадает в область спинодального распада. Следуя по такой траектории, получаем несколько состояний, в которых может находиться раствор, проходя между жидкой и твердой фазой. Перемещаясь между жидкой устойчивой фазой C_L и твердой устойчивой фазой C_S (рис.3), раствор после жидкого устойчивого

состояния становится метастабильным – фаза C_{ML} , затем раствор становится неустойчивым – фаза C_U , после неустойчивого состояния раствор попадает в область метастабильного состояния C_{SM} , и только после этого состояние раствора становится устойчивым твердым.

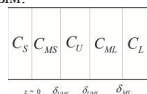


Рис. 3. Схема возможной последовательности состояний раствора при фазовом переходе.

Такая схема фазового перехода изменяет современные взгляды на межфазный массоперенос. Продemonстрируем некоторые следствия такого фазового перехода на решении стационарной изотермической задачи диффузии. Для постановки задачи рассмотрим проекции кривых равновесия и кривой динамического равновесия на одну изотермическую плоскость (рис. 4).

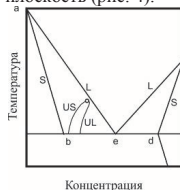


Рис. 4. Равновесная фазовая диаграмма с кривой динамического равновесия US-UL неустойчивого состояния раствора.

На рисунке обозначены границы между состояниями раствора. Границу δ_{ML} между жидким и метастабильным раствором можно не рассматривать, т.к. в точке перехода между этими состояниями значения параметров раствора не изменяются. В результате полагаем, что задача содержит три фазовых перехода. 1. Переход из устойчивого жидкого состояния в неустойчивое со стороны фазы C_{UL} . 2. Переход из неустойчивого состояния в метастабильное со стороны фазы C_{US} . 3. Переход из метастабильного состояния в устойчивое твердое состояние. Считаем, что в области существования каждого состояния раствора, распределение концентрации компонент в ней описывается отдельным уравнением диффузии и постоянными коэффициентами диффузии. Получаем систему из четырех линейных уравнений с постоянными коэффициентами: уравнения для жидкой, неустойчивой, метастабильной и твердой фазы. Полагая коэффициент диффузии в твердой фазе равным нулю. Для определения семи постоянных интегрирования нужно сформулировать граничные условия. Пусть, например, на внешней границе системы δ (рис. 3) выполняется известное условие Бартона Прима Сликхтера, которое до сих пор используется для формулировки задач диффузии [6]. На остальных границах ставятся условие межфазного равновесия и условие сохранения массового потока.

Рассмотрим два экспериментально наблюдаемых результата, которые дают решение задачи диффузии, учитывающее спинодальный распад раствора. Сначала рассмотрим работу [7], в которой были найдены аналитические выражения для зависимости периода эвтектической структуры от скорости перемещения межфазной границы. Эти выражения были найдены при двух условиях, которые, в рамках известных работ по межфазному массопереносу, вызывают обоснованные возражения. Первым условием является требование, что межфазный коэффициент распределения системы близок к единице. В [7] было сделано предположение, что причиной такого значения коэффициента распределения может быть межфазная адсорбция. Однако нет экспериментов, в которых бы наблюдалась связь формирования периодической эвтектической структуры с межфазной адсорбцией. Фазовая диаграмма рисунка 4 естественным образом решает этот вопрос. Согласно фазовой диаграмме с кривой динамического равновесия, коэффициент распределения между неустойчивой и твердой фазой может принимать значения сколь угодно близкие к единице. В этой же работе [7], чтобы получить неустойчивую межфазную границу предполагалось, что коэффициент распределения не только близок к единице, но и больше ее. Динамическая фазовая диаграмма естественным образом объясняет неустойчивость межфазной границы при любых равновесных значениях межфазного коэффициента распределения. Это связано с зависимостью между равновесной температурой фазового перехода и его равновесной концентрацией. Модель, используемая в [7], учитывает неравновесное состояние раствора перед межфазной границей. Неустойчивость межфазной границы определяется изменением кинетического переохлаждения при изменении температуры и концентрации межфазной границы. Если раствор не попадает в область неустойчивого состояния, то эта зависимость описывается линией ликвидус. Ее наклон отрицателен относительно оси концентраций. Поэтому изменение кинетического переохлаждения ведет к устойчивости межфазной границы. Очевидно, что спинодаль, которая показана на рисунке 4, может иметь положительный угол наклона. Это и является причиной неустойчивости границы.

В заключении рассмотрим зависимость распределения концентрации компонент в системе со спинодальным распадом (рис. 5).

Эта зависимость является решением задачи диффузии при вышеупомянутых граничных условиях и модельных значениях параметров. Такая зависимость дает перед границей жидкой фазы экстремумы концентрации. Экстремум концентрации наблюдался при проведении экспериментов по формированию эвтектических структур.

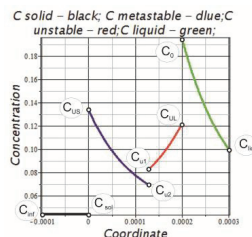


Рис. 5. Распределение концентрации с учетом области спинодального распада раствора.

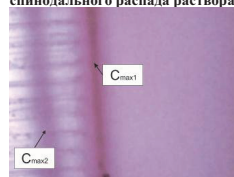


Рис. 6. Полосы распределения концентрации в установившемся режиме кристаллизации водного раствора красителя.

На рисунке 6 показана фотография фрагмента клипа, в котором снят процесс кристаллизации водного раствора красителя. Изменение цвета раствора происходит при изменении концентрации в нем красителя. На снимке видно, что перед межфазной границей с устойчивым раствором, на которой наблюдается максимум концентрации C_{max1} , перемещается явно видимый максимум концентрации C_{max2} . Рассмотренная здесь теория объясняет это явление.

Работа выполнена при частичной поддержке грантами РФФИ - 14-48-03587 и РФФИ - 15-03-05415.распадом (рис. 5).

1. Haifeng Wang, Feng Liu, D.M. Herlach. Kinetics of triple-junctions in eutectic solidification: A sharp interface model. J. Mater. Sci., 2015, v. 50, pp 176–188.
2. Oriane Senninger, Peter W. Voorhees, Eutectic growth in two-phase multicomponent alloys. Acta Materialia 2016 v. 116, pp 308–320.
3. А.П.Гуськов, А.Д.Орлов. Влияние межфазного неравновесного слоя расплава на формирование периодической эвтектической структуры. Материаловедение, 2009, №12, стр. 2-6.
4. Гуськов А.П., Некрасова Л.П., Ершов А.Е., Котенкова О.А. Распад раствора перед межфазной границей при направленной кристаллизации. Материаловедение, 2013, №10, стр. 10-15.
5. Guskov, L. Nekrasova. Decomposition of Solutions in Front of the Interface Induced by Directional Crystallization. Journal of Crystallization Process and Technology. 2013, 3, 170 - 174.
6. A.G. Ostrogorsky. Effective convection coefficient for porous interface and solute segregation. Journal of Crystal Growth, 2012, v. 348, Issue 1, pp 97–105.
7. Alex Guskov, On Linear Analysis of the Movement of the Interface under Directed Crystallization. Advances in Chemical Engineering and Science, 2014, 4, 103-119.

НЕЛИНЕЙНАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ КОМПОЗИТНОЙ ПЛАСТИНЫ С МЕЖФАЗНОЙ ТРЕЩИНОЙ ДЛЯ ГАРМОНИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА ДЖОНА

Доманская Т.О.^{1,*}, Мальков В.М.², Малькова Ю.В.³

¹СПбГУ, Санкт-Петербург, Россия; *tanyath57@gmail.com;

²СПбГУ, Санкт-Петербург, Россия;

³СПбГУ, Санкт-Петербург, Россия.

Аннотация: Решена плоская задача нелинейной теории упругости для неоднородной пластины с межфазной трещиной. Пластина образована соединением двух полуплоскостей. Механические свойства полуплоскостей описываются моделью гармонического материала Джона. Найдены значения номинальных напряжений и перемещений. В качестве примера исследован случай свободной трещины в пластине при заданных напряжениях на бесконечности. Из точных решений построена асимптотика напряжений в окрестности конца трещины.

Ключевые слова: плоская деформация, межфазная трещина, материал Джона, метод комплексных функций.

Общие соотношения

Уравнения равновесия и уравнения совместности деформаций плоской задачи в комплексной форме имеют вид [1]

$$(s_{11} + is_{12})' + i(s_{22} - is_{21})' = 0, \quad (1)$$

$$(g_{22} - ig_{12})' + i(g_{11} + ig_{21})' = 0,$$

где s_{ij} – компоненты тензора номинальных напряжений, g_{ij} – компоненты градиента деформации, $i, j = 1, 2$.

Введем комплексные переменные отчетной и текущей конфигураций $z = x_1 + ix_2$, $\zeta = \xi_1 + i\xi_2$ и комплексную функцию напряжений $\sigma = \sigma_1 + i\sigma_2$. Уравнения (1) тождественно удовлетворяются, если подставить в них выражения

$$s_{11} + is_{12} = \frac{\partial \sigma}{\partial z} - \frac{\partial \sigma}{\partial \bar{z}}, \quad s_{22} - is_{21} = \frac{\partial \sigma}{\partial z} + \frac{\partial \sigma}{\partial \bar{z}}, \quad (2)$$

$$g_{11} + ig_{21} = \frac{\partial \zeta}{\partial z} + \frac{\partial \zeta}{\partial \bar{z}}, \quad g_{22} - ig_{12} = \frac{\partial \zeta}{\partial z} - \frac{\partial \zeta}{\partial \bar{z}}.$$

Комплексные функции $\zeta(z, \bar{z})$ и $\sigma(z, \bar{z})$ находятся из закона упругости и граничных условий задачи.

Для материала Джона [2] закон упругости в комплексной форме имеет вид [1]

$$s_{11} + is_{12} = 2\mu \left[\frac{2}{I} F'(I) \frac{\partial \zeta}{\partial z} - \frac{\partial \zeta}{\partial z} + \frac{\partial \zeta}{\partial \bar{z}} \right], \quad (3)$$

$$s_{22} - is_{21} = 2\mu \left[\frac{2}{I} F'(I) \frac{\partial \zeta}{\partial z} - \frac{\partial \zeta}{\partial z} - \frac{\partial \zeta}{\partial \bar{z}} \right],$$

где I – первый инвариант тензора кратности удлинений. Функция $F'(I)$ задана выражением [1,

3, 4]

$$8\mu b F'(I) = I + \sqrt{I^2 - 16bc}.$$

Постоянные b и c определяются из условий перехода нелинейного закона упругости (3) в законы Гука при малых деформациях.

Подставив в (3) напряжения (2), придем к уравнениям

$$\frac{\partial \sigma}{\partial z} + 2\mu \frac{\partial \zeta}{\partial z} = 4\mu \frac{1}{I} F'(I) \frac{\partial \zeta}{\partial z},$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \bar{z}} + 2\mu \frac{\partial \zeta}{\partial \bar{z}} = 0.$$

Найдем потенциалы

$$\zeta = \overline{\psi(z)} + b\varphi(z) + \frac{cz}{\varphi'(z)},$$

$$\sigma = (1 - 2\mu b)\varphi(z) - 2\mu \overline{\psi(z)} - 2\mu \frac{cz}{\varphi'(z)},$$

где $\varphi(z)$, $\psi(z)$ – аналитические функции от z .

Введем вспомогательную функцию

$$\Omega(z) = \frac{c}{\varphi'(\bar{z})} + \overline{\psi'(\bar{z})} - c \frac{z\varphi''(\bar{z})}{\varphi'^2(\bar{z})}.$$

Номинальные напряжения и деформации вычислим по формулам

$$s_{11} + is_{12} = (1 - 2\mu b)\varphi'(z) - 2\mu \left[\frac{2c}{\varphi'(z)} - \Omega(\bar{z}) + c \frac{(z - \bar{z})\varphi''(z)}{\varphi'^2(z)} \right],$$

$$s_{22} - is_{21} = (1 - 2\mu b)\varphi'(z) - 2\mu \left[\Omega(\bar{z}) - c \frac{(z - \bar{z})\varphi''(z)}{\varphi'^2(z)} \right],$$

$$2\mu(g_{22} - ig_{12}) = \varphi'(z) - (s_{11} + is_{12}),$$

$$2\mu(g_{11} + ig_{21}) = \varphi'(z) - (s_{22} - is_{21}).$$

Задача о межфазной трещине

Рассмотрим неоднородную пластину с межфазной трещиной. Трещина расположена на промежутке $[-a, a]$ линии сопряжения полуплоскостей. На бесконечности (в пределе при $|z| \rightarrow \infty$) заданы напряжения $s_{ij} \rightarrow s_{ij}^\infty$ (свои для каждой полуплоскости). Берега трещины свободны:

$$(s_{22} - is_{21})^+ = 0, \quad (s_{22} - is_{21})^- = 0, \quad |x_1| < a. \quad (4)$$

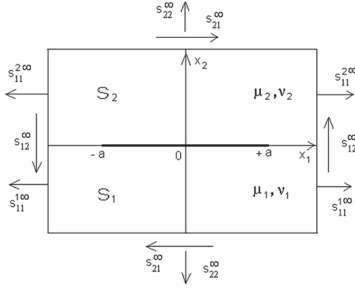


Рис. 1. Двухкомпонентная плоскость с межфазной трещиной.

Введем функции $h(z)$ и $r(z)$ для верхней полуплоскости S_2 , которые являются аналитическими во всей плоскости, исключая линию раздела,

$$h(z) = (1 - 2\mu_2 b_2) \phi_2'(z) + 2\mu_1 \Omega_1(z),$$

$$r(z) = b_2 \phi_2'(z) - \Omega_1(z).$$

Функции для нижней полуплоскости S_1 получим циклической перестановкой индексов $1 \leftrightarrow 2$ в правых частях этих равенств.

Граничные условия (4) приводят к системе уравнений Римана — Гильберта для функций $h(z)$ и $r(z)$:

$$h^+(t) - h^-(t) = 0, \quad r^+(t) + \delta r^-(t) = 0, \quad t \in (-a, a),$$

где $\delta > 0$ — параметр. Решение уравнений таково

$$h(z) = h(\infty), \quad (r - Dh)(z) = AX(z)(z - 2ia\beta),$$

$$X(z) = \frac{1}{\sqrt{z^2 - a^2}} \left(\frac{z+a}{z-a} \right)^{i\beta}, \quad \beta = \frac{\ln \delta}{2\pi}, \quad A = K^{-1}(s_{22}^\infty - is_{21}^\infty).$$

Вычислим коэффициенты интенсивности номинальных напряжений в окрестности концов трещины

$$\begin{aligned} K^\pm &= \sqrt{2\pi} \lim_{\tau \rightarrow \pm i \pm 0} [(\pm \tau - 1)^{0.5 \pm i\beta} (s_{22} - is_{21})(\tau)] = \\ &= \pm \sqrt{\pi} (1 \mp 2i\beta) 2^{i\beta} (s_{22}^\infty - is_{21}^\infty), \end{aligned}$$

где $\tau = x_1 / a$ — безразмерная переменная на линии раздела. Такие же коэффициенты интенсивности напряжений были получены в линейной задаче о межфазной трещине [5].

Скачок перемещений берегов трещины находится по формуле

$$\begin{aligned} \Delta(u_1 + iu_2)(\tau) &= \frac{1}{2\mu_2} [\varphi_2(\tau)]^+ - \frac{1}{2\mu_1} [\varphi_1(\tau)]^- = \\ &= A_0 \sqrt{a^2 - z^2} \left(\frac{a+z}{a-z} \right)^{i\beta}. \end{aligned}$$

$$A_0 = \frac{\mu_1 A i (-1)^{i\beta}}{\mu_2 (1 + 2b_2(\mu_1 - \mu_2))} - \frac{\mu_2 A i (-1)^{i\beta}}{\mu_1 (1 + 2b_1(\mu_2 - \mu_1))},$$

$$A = \frac{1}{2} \frac{(1 + 2b_2(\mu_1 - \mu_2))(1 + 2b_1(\mu_2 - \mu_1))}{\mu_1(1 - 2\mu_1 b_1) + \mu_2(1 - 2\mu_2 b_2)} s_{22}^\infty.$$

Построим асимптотические разложения напряжений в окрестности правого конца трещины. Положим $z = a + re^{i\theta}$. Разложения номинальных напряжений в окрестности конца трещины при $r \rightarrow 0$ для верхней полуплоскости S_2 имеют вид

$$\begin{aligned} s_{11} + is_{12} &= h(\infty) \left(2\mu_2 M_2 + \frac{1 + 2\mu_1 D}{1 + 2b_2(\mu_1 - \mu_2)} \right) + \\ &+ d_2 \sqrt{Y_2} \frac{1}{\sqrt{r}} + O(\sqrt{r}), \\ s_{22} - is_{21} &= h(\infty) \left(-2\mu_2 R_2 + \frac{1 + 2\mu_1 D}{1 + 2b_2(\mu_1 - \mu_2)} \right) + \\ &+ l_2 \sqrt{Y_2} \frac{1}{\sqrt{r}} + O(\sqrt{r}), \end{aligned}$$

Напряжения для нижней полуплоскости S_1 получим циклической перестановкой индексов $1 \leftrightarrow 2$ в правых частях этих равенств. Видим, что номинальные напряжения имеют особенность $1/\sqrt{r}$ в окрестности конца трещины при $r \rightarrow 0$.

Истинные напряжения Коши t_{ij} вычисляются по формулам

$$\varkappa_1(t_{11} + it_{12}) = s_{11} + is_{12},$$

$$\varkappa_2(t_{22} - it_{21}) = s_{22} - is_{21}.$$

где $\varkappa_1 = \sqrt{g_{22}^2 + g_{12}^2}$, $\varkappa_2 = \sqrt{g_{11}^2 + g_{21}^2}$ — кратности изменения площади. В случае плоской деформации кратности изменения площади имеют особенность $1/\sqrt{r}$ при $r \rightarrow 0$.

Асимптотические разложения истинных напряжений Коши для верхней полуплоскости S_2 имеют вид

$$t_{11} + it_{12} = d_2 + \frac{h(\infty)}{\sqrt{Y_2}} \left(2\mu_2 M_2 + \frac{1 + 2\mu_1 D}{1 + 2b_2(\mu_1 - \mu_2)} \right) \sqrt{r} +$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{d_2(\overline{m_2 L_2} + \overline{m_2 L_2})}{2Y_2} \sqrt{r} + O(r), \\
 t_{22} - it_{21} = & l_2 + \frac{h(\infty)}{\sqrt{V_2}} \left(-2\mu_2 R_2 + \frac{1+2\mu_1 D}{1+2b_2(\mu_1 - \mu_2)} \right) \sqrt{r} - \\
 & - \frac{l_2(p_2 \overline{E_2} + \overline{p_2 E_2})}{2V_2} \sqrt{r} + O(r).
 \end{aligned}$$

Напряжения для нижней полуплоскости S_1 получим циклической перестановкой индексов $1 \leftrightarrow 2$ в правых частях этих равенств. Видим, что истинные напряжения Коши не имеют особенностей у концов трещины.

Выводы

Для модели гармонического материала Джона получено точное аналитическое решение нелинейной задачи для неоднородной пластины с межфазной трещиной. Построены асимптотические разложения

номинальных напряжений и истинных напряжений Коши в окрестности конца трещины. Показано, что номинальные напряжения имеют корневую особенность у концов трещины, истинные напряжения Коши не имеют особенностей. Перемещения содержат осцилляцию в окрестностях концов трещины.

Список литературы

1. Мальков В.М., Малькова Ю.В. Плоская задача нелинейной упругости для гармонического материала // Вестник Санкт-Петербургского университета. Серия 1: Математика. Механика. Астрономия. - 2008. - №1. - С. 114-126.
2. John F. Plane strain problems for a perfectly elastic material of harmonic type // Comm. Pure Appl. Math. -1960. -Vol. XIII. -P. 239-290.
3. Varley E., Cumberbatch E. Finite deformation of elastic materials surrounding cylindrical holes // J. of Elasticity. - 1980. - Vol. 10. - №4. - P. 341-405.
4. Ru C.Q. On complex-variable formulation for finite plane elastostatics of harmonic materials // Acta Mechanica. - 2002. - Vol. 156, - №3-4. - P. 219-234.
5. Малькова Ю.В. Некоторые задачи для двухкомпонентной плоскости с криволинейными трещинами. СПб.: СПбГУ, ВВМ, 2008. 160 с.

НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ КРАЕВЫХ ЭФФЕКТОВ В СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКАХ

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

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

Аннотация: В работе представлены результаты расчетных исследований специфических особенностей деформирования слоистых композитов и связанные с ними проблемы оценки их прочности. Показано, что краевые эффекты, возникающие на свободных краях конструкций из композита, могут быть причиной преждевременного его расслоения. Приведены результаты параметрических исследований краевых эффектов на трехмерных КЭ моделях. На примере пластины с круговым отверстием, нагруженной чистым сдвигом, описан механизм образования краевых эффектов на свободном контуре отверстия. Дана оценка влияния структуры композиционного пакета на величину напряжений расслоения.

Ключевые слова: слоистый композит, монослой, свободная кромка, краевой эффект, расслоение, прочность, метод конечных элементов (МКЭ).

Современная стратегия развития авиационных конструкций [1] предполагает широкое применение композитов в первичной (силовой) конструкции планера летательного аппарата: панели крыла и фюзеляжа, а также другие элементы каркаса. В основном для этих целей используются слоистые композиты, выполненные на основе высокопрочных углеродных волокон со связующим из эпоксидной смолы. Деформирование слоистых композитов обладает рядом специфических особенностей, которые следует учитывать при оценке их прочности. К числу таких особенностей относятся краевые эффекты, возникающие на свободных краях композиционного пакета. В данном случае под свободными краями понимаются поверхности, нормальные к плоскости композита и не имеющие контакта с другими частями конструкции. Примером могут служить продольные кромки панелей или кромки стрингеров, не контактирующие с обшивкой. Вопросы изучения таких эффектов посвящена достаточно обширная литература. Здесь, прежде всего, следует отметить работы [2, 3, 4], в которых приведены результаты расчетно-экспериментальных исследований краевых эффектов на свободных прямолинейных краях композита при одноосном нагружении и даны приближенные методы оценки напряжений расслоения. Рассмотрение краевых эффектов на свободной кромке осложняется тем обстоятельством, что напряжения вблизи нее могут иметь сингулярный характер. Это вызывает определенные трудности при оценке максимальных значений действующих напряжений. В частности, вопросам исследования степени сингулярности расслаивающих напряжений на свободных краях композита посвящена работа [5].

Современное состояние развития вычислительной техники и программных средств, в частности, комплексов программ МКЭ, дает возможность выполнять исследования краевых эффектов на основе численных методов с использованием подробных трехмерных расчетных моделей. Некоторые результаты таких исследований приведены в работах [6-8]. Так, в работе [7] на основе конечно-элементного моделирования рассмотрены краевые эффекты, возникающие на свободных краях композицион-

ного пакета при его одноосном нагружении. Показано, что источником возникновения краевых эффектов являются условия совместности деформаций монослоев, приводящие к возникновению объемного напряженного состояния на свободной кромке, с образованием нормальных расслаивающих напряжений (σ_z) и напряжений поперечного сдвига (τ_{yz}). Схема образования этого эффекта показана на рис. 1.

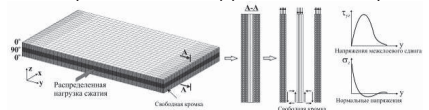


Рис. 1. Схема образования эффекта свободной кромки

Полученные результаты позволили объяснить эффект преждевременного расслоения нагруженных торцов панелей при их испытаниях на сжатие и достаточно хорошо согласуются с имеющимися экспериментальными данными. В работе [8], на основе сравнения расчетных и экспериментальных данных показано, что величина и распределение нормальных расслаивающих напряжений на свободной кромке существенным образом зависят от последовательности укладки монослоев в композиционном пакете.

В подавляющем числе публикаций по краевым эффектам содержатся сведения по исследованию их на прямолинейных свободных краях композиционного пакета, находящегося в условиях одноосного растяжения или сжатия. Публикации по оценке краевых эффектов на криволинейных краях, в том числе на контуре отверстия, практически отсутствуют, хотя понятно, что подобная ситуация может возникать и там. На практике это характерно для стенок лонжеронов и нервюр, имеющих нерегулярности в виде отверстий. Как известно, эти элементы авиационных конструкций работают преимущественно на сдвиг и сформированы в основном из пакетов с относительно высоким содержанием монослоев с укладкой $\pm 45^\circ$.

В рамках данной работы значительное внимание уделено исследованию краевых эффектов, возникающих на контуре отверстия. Рассмотрены особенности деформирования слоистого композита

вблизи свободной кромки при действии сдвиговой нагрузки в плоскости пакета. Свободной кромкой в данном случае является кромка кругового отверстия. В качестве объекта исследования рассматривалась квадратная композиционная пластина размером 300×300 мм с центральным отверстием диаметра 50 мм, нагруженная чистым сдвигом. Моделирование пластины выполнялось методом конечных элементов с использованием 3-D ортотропных конечных элементов. Расчетная сетка имела значительное сгущение вблизи контура отверстия для воспроизведения высоких градиентов напряженного состояния, связанных не только с наличием отверстия, но и с наличием краевых эффектов. С этой целью каждый монослой вблизи отверстия моделировался 6-ю конечными элементами по толщине. Вид конечно-элементной модели (КЭМ) показан на рис. 2.

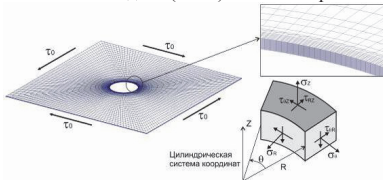


Рис. 2. КЭМ пластины с центральным отверстием

Пластина нагружалась сдвиговыми усилиями интенсивностью τ_0 , равномерно распределенными по ее толщине. Краевые эффекты оценивались в относительных величинах как отношение той или иной компоненты тензора напряжений к величине приложенного напряжения τ_0 . Результаты расчетов представлены в цилиндрической системе координат, расположенной в центре отверстия (см. рис. 1). Механизм возникновения краевых эффектов вблизи отверстия в целом аналогичен механизму их образования на прямолинейной кромке. Это условия совместности деформаций монослоев пакета и удовлетворение граничным условиям на свободной кромке отверстия. Однако характер реализации краевого эффекта в плане образования расслаивающих напряжений σ_z и τ_{0z} и их значений существенно различается, по сравнению с вариантом прямолинейной свободной кромки. На рис. 3 показано распределение расслаивающих напряжений σ_z и τ_{0z} вдоль контура отверстия для композита с укладкой $[+45; -45]_8$.

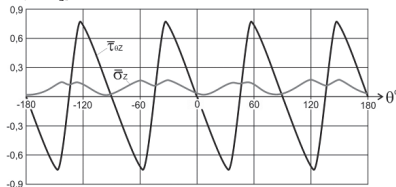


Рис. 3. Распределение напряжений τ_{0z} и σ_z вдоль контура отверстия

Нетрудно видеть, что здесь определяющую роль начинают играть напряжения поперечного

сдвига τ_{0z} и возможное расслоение будет происходить по сдвиговой моде между слоями с $\pm 45^\circ$ укладкой. В частности это следует из характера распределения этих напряжений по толщине пластины (см. рис. 4).

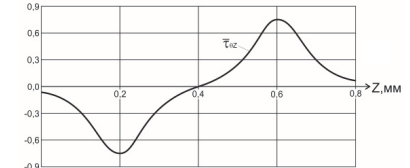


Рис. 4. Распределение напряжений τ_{0z} по толщине пакета

Реальные пакеты композита наряду со $\pm 45^\circ$ слоями, как правило, содержат монослои с ориентацией 0° и 90° . Введение таких монослоев в структуру пакета принципиально влияет на характер, возникающих на свободной кромке отверстия, краевых эффектов. На рис. 5 и 6, для пакета с укладкой $[+45; -45; 0]_8$, показано распределение напряжений σ_z и τ_{0z} по контуру отверстия и по толщине пластины.

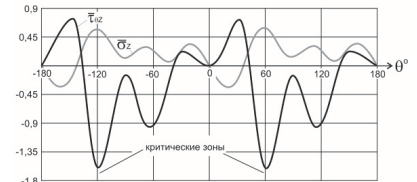


Рис. 5. Распределение напряжений τ_{0z} и σ_z вдоль контура отверстия

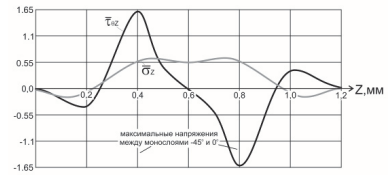


Рис. 6. Распределение напряжений по толщине пакета

Нетрудно видеть, что введение в пакет нулевых монослоев существенно повлияло на краевые эффекты. Напряжения поперечного сдвига τ_{0z} возросли до величины $1.65\tau_0$, а нормальные напряжения расслоения σ_z - до $0.62\tau_0$. Критическими точками в смысле возможного расслоения стали точки с координатами $\theta=60^\circ$ и -120° , где действуют максимальные напряжения поперечного сдвига, а нормальные напряжения расслоения также максимальны и имеют положительное значение. Изменилось и положение плоскости возможного расслоения по толщине пакета. Теперь эта плоскость лежит между слоями с -45° и 0° укладкой.

Расположение нулевых слоев в пакете также оказывает определенное влияние на краевые эффекты. Расчеты для укладок $[+45; 0; -45]_8$, $[0; +45; -45]_8$ показали, что изменение положения нулевого слоя в пакете в основном сказывается на распределении

напряжений вдоль контура отверстия и достаточно слабо влияет на их максимальные значения.

Обратимся теперь к оценке прочности варианта композиционного пакета с укладкой $[+45; -45; 0]_s$ из монослоев с характеристиками материала СУСОМ977-2-ИМ. Для данной структуры композиционного пакета пластины оценим опасность преждевременного его расслоения за счет краевых эффектов. Для оценки прочности композита будем использовать критерий Хашина-Ротема [9]. В данном критерии прочность волокна и матрицы оцениваются раздельно.

Прочность волокна определяется следующими соотношениями:

$$\left(\frac{\sigma_1}{[\sigma_{1+}]}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{[\tau_{12}]}\right)^2 = 1 \quad \text{при } \sigma_1 > 0;$$

$$\left(\frac{\sigma_1}{[\sigma_{1-}]}\right)^2 = 1 \quad \text{при } \sigma_1 < 0.$$

Прочность матрицы определяется соотношениями:

$$\left(\frac{\sigma_2}{[\sigma_{22+}]}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{[\tau_{12}]}\right)^2 = 1 \quad \text{при } \sigma_2 > 0;$$

$$\left(\frac{\sigma_2}{2[\tau_{23}]}\right)^2 + \left[\left(\frac{[\sigma_{22-}]}{2[\tau_{23}]} - 1\right) \frac{\sigma_2}{[\sigma_{22-}]} + \left(\frac{\tau_{12}}{[\tau_{12}]}\right)^2\right] = 1 \quad \text{при } \sigma_2 < 0.$$

Условия межслойного расслоения определяются соотношением:

$$\left(\frac{\sigma_3}{[\sigma_{33+}]}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{[\tau_{23}]}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{[\tau_{13}]}\right)^2 = 1.$$

Здесь $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \tau_{12}, \tau_{23}, \tau_{13}$ - действующие напряжения в монослое, $[\sigma_{11}], [\sigma_{22}], [\sigma_{33}], [\tau_{12}], [\tau_{13}], [\tau_{23}]$ - пределы прочности материала монослоя.

Расчет пластины на 2D модели ($\sigma_3 = \tau_{13} = \tau_{23} = 0$) дает величину допускаемого напряжения на ее кромках $[\tau_0] = 115$ МПа. Оценка прочности пластины в трехмерной постановке задачи по указанному критерию прочности, с учетом максимальных значений напряжений $\sigma_3 = 0.62\tau_0$ и $\tau_{23} = 1.65\tau_0$, достигаемых на контуре отверстия, дает величину допускаемого

напряжения $[\tau_0] = 55$ МПа. Таким образом, для данной структуры композиционного пакета вполне вероятно ситуация, когда первоначально будет наблюдаться расслоение композита у отверстия, и лишь затем произойдет разрушение пластины. В данном случае уровень разрушающих напряжений будет ниже предсказанного на двумерной модели пластины.

Краевые эффекты в композитах реализуются в весьма ограниченной области свободной кромки, поэтому в начале процесса расслоения они не могут существенно ослабить конструкцию, но создают условия для дальнейшего роста зоны расслоения. В то же время нормы прочности авиационных конструкций не допускают нарушения сплошности материала вплоть до максимальных эксплуатационных нагрузок, поэтому факт наличия краевых эффектов на свободных кромках композита должен приниматься во внимание при оценке его прочности.

1. Чернышев С.Л. и др. Форсайт развития авиационной науки и технологий до 2030 года и на дальнейшую перспективу – М.: ЦАГИ. 2014. – С. 175-176.
2. Pipes R.B., Pagano N.J. Interlaminar stresses in composite laminates under uniform axial extension. // J. Composite Materials. 1970. vol. 4. - P. 538-548.
3. Pagano N.J., Pipes R.B. Some observations on the interlaminar strength of composite laminates // Intern. J. Mech. Sci. 1973. vol. 15. №8. - P. 679-688.
4. Граймс Г.К., Грейман Ф.Г. Расчет концентраторов, кромочных эффектов и соединений // Композиционные материалы. т. 8. - ч. 2. - Анализ и проектирование конструкций: Пер с англ. // Под ред. Ю.М. Тарнопольского - М.: Машиностроение, 1978. - С. 157-165.
5. Михайлов С.Е. О краевом эффекте в слоистых композитах // Механика композитных материалов - 1981. № 2. - С. 227-233.
6. Гришин В.И., Дзюба А.С., Дударьков Ю.И. Прочность и устойчивость элементов и соединений авиационных конструкций из композитов – М.: Физматлит, 2013. – 145 с.
7. Дударьков Ю.И., Левченко Е.А., Лимонин М.В. Эффект свободной кромки в слоистых композитах // Авиационная промышленность - 2012. №4. - С. 48-53.
8. Дударьков Ю.И., Левченко Е.А., Лимонин М.В. Влияние структуры пакета на краевые эффекты в слоистых композитах // Исследования наукограда - 2014. №3(9). - С. 25-30.
9. Hashin Z. Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites // Journal of Applied Mechanics - 1980. №47. P. 329-334

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА СВОЙСТВА МАТЕРИАЛА КОМПОЗИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Дудченко А.А.^{*}, Шумова Н.П.

МАИ (НИУ), Москва, Россия; ^{*} a_dudchenko@mail.ru

Аннотация: Рассматривается влияние температуры на многослойную структуру композитного материала при отклонении углов укладки в процессе изготовления. Показано, что в результате возникает сдвиг, связанный с углами отклонения, приводящий к искажению формы.

Ключевые слова: материал композиционный, углы укладки, температурное воздействие

Рассмотрим влияние температурного воздействия на поведение конструкций из композиционных материалов. Вначале приведем порядок расчета деформаций в цилиндрическом стержне при температурном воздействии. Рассмотрим вначале физическую модель многослойного композиционного материала, подверженного в реальной конструкции как силовым, так температурным воздействиям.

В случае плоской задачи закон Гука для однонаправленного слоя записывается в осях ортотропии 1 и 2 (рис.1) в виде [1, 2].

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \sigma_1/E_1 - \mu_{12}\sigma_2/E_2 + \alpha_1 t; \\ \varepsilon_2 &= \sigma_2/E_2 - \mu_{21}\sigma_1/E_1 + \alpha_2 t; \\ \gamma_{12} &= \tau_{12}/G_{12}, \end{aligned} \quad (1)$$

где E_1 , E_2 и G_{12} модули упругости в направлениях 1, 2 и модуль сдвига в плоскости слоя; μ_{21} , μ_{12} - коэффициенты Пуассона в плоскости слоев, характеризующие изменение размера образца по направлениям 1 или 2 при растяжении его в перпендикулярном направлении; α_1 и α_2 - температурные коэффициенты линейного расширения; t - приращение температуры.

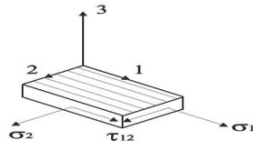


Рис. 1. Однонаправленный слой

Оси координат 1 и 2 лежат в плоскости слоя, совпадают с направлениями, соответственно вдоль и поперек волокон и являются осями ортотропии, а ось 3 ортогональна плоскости армирования.

Соотношения (1) могут быть разрешены относительно напряжений по направлениям 1 и 2.

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \bar{E}_1(\varepsilon_1 + \mu_{12}\varepsilon_2) - \bar{E}_1(\alpha_1 + \mu_{12}\alpha_2)t; \\ \sigma_2 &= \bar{E}_2(\varepsilon_2 + \mu_{21}\varepsilon_1) - \bar{E}_2(\alpha_2 + \mu_{21}\alpha_1)t; \\ \tau_{12} &= G_{12}\varepsilon_{12}, \end{aligned}$$

где $\bar{E}_{1,2} = E_{1,2}/(1 - \mu_{12}\mu_{21})$.

Для многослойных композитных произвольных структур физические соотношения макромеханики в общем случае анизотропии записываются в виде

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \bar{B}_{11}\varepsilon_x + \bar{B}_{12}\varepsilon_y + \bar{B}_{13}\gamma_{xy} - \bar{B}_{1t}t; \\ \sigma_y &= \bar{B}_{21}\varepsilon_x + \bar{B}_{22}\varepsilon_y + \bar{B}_{23}\gamma_{xy} - \bar{B}_{2t}t; \\ \tau_{xy} &= \bar{B}_{31}\varepsilon_x + \bar{B}_{32}\varepsilon_y + \bar{B}_{33}\gamma_{xy} - \bar{B}_{3t}t. \end{aligned}$$

Здесь

$$\begin{aligned} \bar{B}_{pq} &= \sum_1^k \bar{h}_i b_{pq}^i, \quad \bar{h}_i = h_i/h, \quad \bar{B}_p = \sum_1^k \bar{h}_i b_p^i, \\ h &= \sum_1^k h_i, \quad B_{pq} = \sum_1^k h_i b_{pq}^i, \quad p, q = 1, 2, 3; \quad (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} b_{11}^i &= \bar{E}_1^i \cos^4 \varphi_i + 2\bar{E}_1^i \mu_{12}^i \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \\ &+ \bar{E}_2^i \sin^4 \varphi_i + G_{12}^i \sin^2 2\varphi_i; \\ b_{12}^i &= b_{21}^i = (\bar{E}_1^i + \bar{E}_2^i - 4G_{12}^i) \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \\ &+ \bar{E}_1^i \mu_{12}^i (\sin^4 \varphi_i + \cos^4 \varphi_i); \\ b_{13}^i &= b_{31}^i = \left[(\bar{E}_1^i \cos^2 \varphi_i - \bar{E}_2^i \sin^2 \varphi_i) - \right. \\ &\left. - (\bar{E}_1^i \mu_{12}^i + 2G_{12}^i) \cos^2 \varphi_i \right] \sin \varphi_i \cos \varphi_i; \\ b_{22}^i &= \bar{E}_1^i \sin^4 \varphi_i + 2\bar{E}_1^i \mu_{12}^i \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \\ &+ \bar{E}_2^i \cos^4 \varphi_i + G_{12}^i \sin^2 2\varphi_i; \\ b_{23}^i &= b_{32}^i = \left[(\bar{E}_1^i \sin^2 \varphi_i - \bar{E}_2^i \cos^2 \varphi_i) - \right. \\ &\left. - (\bar{E}_1^i \mu_{12}^i + 2G_{12}^i) \cos^2 \varphi_i \right] \sin \varphi_i \cos \varphi_i; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} b_{33}^i &= (\bar{E}_1^i + \bar{E}_2^i - 2\bar{E}_1^i \mu_{12}^i) \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + G_{12}^i \cos^2 2\varphi_i; \\ b_{t1}^i &= \bar{E}_1^i (\alpha_1^i + \mu_{12}^i \alpha_2^i) \cos^2 \varphi_i + \bar{E}_2^i (\alpha_2^i + \mu_{21}^i \alpha_1^i) \sin^2 \varphi_i; \\ b_{t2}^i &= \bar{E}_1^i (\alpha_1^i + \mu_{12}^i \alpha_2^i) \sin^2 \varphi_i + \bar{E}_2^i (\alpha_2^i + \mu_{21}^i \alpha_1^i) \cos^2 \varphi_i; \\ b_{t3}^i &= \left[\bar{E}_1^i (\alpha_1^i + \mu_{12}^i \alpha_2^i) - \bar{E}_2^i (\alpha_2^i + \mu_{21}^i \alpha_1^i) \right] \sin \varphi_i \cos \varphi_i. \end{aligned}$$

Решим соотношение (2) относительно деформаций

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \sigma_x/E_x - \mu_{xy}\sigma_y/E_y + \tau_{xy}\eta_{xy}/G_{xy} + \alpha_x t; \\ \varepsilon_y &= \sigma_y/E_y - \mu_{yx}\sigma_x/E_x + \tau_{xy}\eta_{yx}/G_{xy} + \alpha_y t; \\ \gamma_{xy} &= \sigma_x\eta_{yx}/G_{xy} + \sigma_y\eta_{xy}/G_{xy} + \tau_{xy}/G_{xy} + \alpha_{xy} t. \end{aligned} \quad (4)$$

Здесь E_x , E_y и G_{xy} - средние модули упругости пакета, определяемые из соотношений:

$$\begin{aligned} E_x &= \bar{B}/(\bar{B}_{22}\bar{B}_{33} - \bar{B}_{23}^2); \quad E_y = \bar{B}/(\bar{B}_{11}\bar{B}_{33} - \bar{B}_{13}^2); \\ G_{xy} &= \bar{B}/(\bar{B}_{11}\bar{B}_{22} - \bar{B}_{12}^2) \end{aligned}$$

μ_{xy} , μ_{yx} - средние для пакета коэффициенты Пуассона, которые равны:

$$\mu_{xy} = \frac{B_{12}B_{33} - B_{13}B_{23}}{B_{11}B_{33} - B_{13}^2}, \quad \mu_{yx} = \frac{B_{12}B_{33} - B_{13}B_{23}}{B_{22}B_{33} - B_{23}^2};$$

$\eta_{x,xy} = \eta_{xy,x} \cdot \eta_{y,xy} = \eta_{xy,y}$ - коэффициенты влияния:

$$\eta_{x,xy} = \eta_{xy,x} = \frac{B_{12}B_{23} - B_{22}B_{13}}{B_{11}B_{22} - B_{12}^2}$$

$$\eta_{y,xy} = \eta_{xy,y} = \frac{B_{12}B_{13} - B_{11}B_{23}}{B_{11}B_{22} - B_{12}^2}$$

$$B = (B_{11}B_{22} - B_{12}^2)B_{33} + 2B_{12}B_{13}B_{23} - B_{11}B_{23}^2 - B_{22}B_{13}^2;$$

$$\alpha_x, \alpha_y \text{ - осредненные температурные ко-}$$

эффициенты пакета:

$$B\alpha_x = (B_{22}B_{33} - B_{23}^2)B_{11} + (B_{23}B_{13} - B_{12}B_{33})B_{12} + \\ + (B_{12}B_{23} - B_{22}B_{13})B_{13};$$

$$B\alpha_y = (B_{13}B_{23} - B_{12}B_{33})B_{11} + (B_{11}B_{33} - B_{13}^2)B_{12} + \\ + (B_{12}B_{13} - B_{11}B_{23})B_{13};$$

$$B\alpha_{xy} = (B_{12}B_{23} - B_{22}B_{13})B_{11} + (B_{12}B_{13} - B_{11}B_{23})B_{12} + \\ + (B_{11}B_{22} - B_{12}^2)B_{13}.$$

Для симметричной и ортотропной структуры следует

$$B_{13} = B_{31} = B_{23} = B_{32} = B_{12} = B_{21} = 0.$$

Тогда физические соотношения (2) и (4) принимают вид

$$\sigma_x = \bar{B}_{11}\varepsilon_x + \bar{B}_{12}\varepsilon_y - \bar{B}_{11}t;$$

$$\sigma_y = \bar{B}_{21}\varepsilon_x + \bar{B}_{22}\varepsilon_y - \bar{B}_{12}t;$$

$$\tau_{xy} = \bar{B}_{33}\gamma_{xy};$$

$$\varepsilon_x = \sigma_x/E_x - \mu_{xy}\sigma_y/E_y + \alpha_x t;$$

$$\varepsilon_y = \sigma_y/E_y - \mu_{yx}\sigma_x/E_x + \alpha_y t;$$

$$\gamma_{xy} = \tau_{xy}/G_{xy}.$$

Его средние характеристики пакета слоев в этом случае определяются по формулам

$$E_x = (\bar{B}_{11}\bar{B}_{22} - \bar{B}_{12}^2)/\bar{B}_{22}; \quad E_y = (\bar{B}_{11}\bar{B}_{22} - \bar{B}_{12}^2)/\bar{B}_{11};$$

$$G_{xy} = \bar{B}_{33}; \quad \mu_{xy} = \bar{B}_{12}/\bar{B}_{11}; \quad \mu_{yx} = \bar{B}_{12}/\bar{B}_{22}. \quad (5)$$

$$\alpha_x = \frac{B_{11}B_{22} - B_{12}B_{21}}{B_{11}B_{22} - B_{12}^2}; \quad \alpha_y = \frac{B_{12}B_{11} - B_{11}B_{12}}{B_{11}B_{22} - B_{12}^2};$$

Из соотношений (3) и (5) видно, что коэффициенты для изотропных материалов, содержащие температурные составляющие, не позволяют обнулить α_x и α_y . Но для многослойных структур с различными направлениями углов укладки можно добиться существенного уменьшения величины деформаций и перемещений в элементах конструкции.

Если на конструкцию действуют только температурные нагрузки, то для определения деформаций и перемещений решение зависит от того: конструкция является статически определимой или статически неопределимой. В любом случае в задаче необходимо найти значения деформаций, а затем и перемещения. Во многих случаях решение задачи для

сложной конструкции удобнее проводить с использованием вариационных принципов.

Проведём расчёт при действии температуры $t = \pm 100^\circ\text{C}$ при заданных коэффициентах температурного расширения.

По известным формулам [1] вычисляем жесткости пакета слоев B_{pq} ($p, q = 1, 2, 3$). Для первой структуры без технологических отклонений при укладке слоев средние значения модулей упругости вдоль, по окружности и сдвига штанги равны $E_x = 17587,51 \text{ кгс/мм}^2$, $E_s = 859,65 \text{ кгс/мм}^2$, $G_{x1s} = 874,15 \text{ кгс/мм}^2$;

жесткости равны $B_{11} = 67206,33 \text{ кг/мм}$; $B_{12} = B_{21} = 2646,76 \text{ кг/мм}$; $B_{22} = 3284,97 \text{ кг/мм}$; $B_{33} = 3234,35 \text{ кг/мм}$; $B_{11} = -0,017 \text{ кг/мм} \cdot \text{град}$; $B_{12} = 0,08444 \text{ кг/мм} \cdot \text{град}$.

В этом случае при воздействии температуры не возникают угловые деформации, т. е. $\gamma_{x1s} = 0$ и не происходит закручивание стержня.

Приведем пример расчета сдвига в штанге цилиндрической формы при нарушении условия ортотропии структуры. Обозначим продольную координатную ось через x , а окружную вместо y обозначим через s . Пусть продольный слой уложен с ошибкой под углом $\phi_1 = -1^\circ$, два других угла уложены без отклонений. Тогда модули и жесткости структуры будут равны:

модули упругости вдоль, по окружности и сдвига штанги равны $E_x = 17577,53 \text{ кгс/мм}^2$,

$$E_s = 859,47 \text{ кгс/мм}^2, \quad G_{ss} = 876,907 \text{ кгс/мм}^2;$$

жесткости равны $B_{11} = 67185,79 \text{ кг/мм}$;

$$B_{12} = B_{21} = 2656,97 \text{ кг/мм}; \quad B_{22} = 3285,1 \text{ кг/мм};$$

$$B_{33} = 3244,55 \text{ кг/мм}; \quad B_{13} = B_{31} = -588,437 \text{ кг/мм};$$

$$B_{23} = B_{32} = 58,424 \text{ кг/мм};$$

$$B_{11} = -0,01705 \text{ кг/мм} \cdot \text{град};$$

$$B_{12} = 0,08443 \text{ кг/мм} \cdot \text{град};$$

$$B_{13} = -0,0005878 \text{ кг/мм} \cdot \text{град}.$$

Используя приведенные формулы, находим деформации в стержне:

$$\varepsilon_x = -0,0001321; \quad \varepsilon_s = 0,0026785; \quad \gamma_{xs} = -0,0000903$$

Так как $tg\gamma_{xs} \approx \gamma_{xs}$, то смещение v_k на краю стержня при повороте будет равно

$$v_k = l\gamma_{xs} = 1820\gamma_{xs} = \pm 0,165 \text{ мм}.$$

Если перевести угол сдвига в градусы - ϕ^0 , минуты - $\phi_{\text{мин}}$ и секунды - $\phi_{\text{сек}}$, то соответственно получим

$$\phi^0 = \pm 0,00517^\circ; \quad \phi_{\text{мин}} = \pm 0,31045 \text{ мин};$$

$$\phi_{\text{сек}} = \pm 18,63 \text{ сек}.$$

В таблице представлены результаты расчета углов закручивания стержня при разных вариантах отклонения укладки направления волокон от заданной

величины и варианте толщин слоев.

Толщины слоев: 1.85, 0.925, 0.925 мм

Модули упругости слоев:

$$E_1 = 19200, E_2 = 850, G_{12} = 375,$$

$$\mu_{21} = 0.243, \mu_{12} = 0.01126,$$

$$\alpha_1 = -6 \cdot 10^{-7}, \alpha_2 = 2.8 \cdot 10^{-5}$$

Структура материала	Угол поворота $\pm\theta$ Температура воздействия $t = \mp 100^0$	Смещение нижней границы стержня при длине 1820 мм
$0^0, 14^0, -14^0$	$\bar{\theta}^0 = 0^0$ $\bar{\theta} = 0$ (мин) $\bar{\theta} = 0$ (сек)	0
$-1^0, 14^0, -14^0$	$\bar{\theta}^0 = 0.0052^0$ $\bar{\theta} = 0.3105$ (мин) $\bar{\theta} = 18.6272$ (сек)	0.1644
$-2^0, 14^0, -14^0$	$\bar{\theta}^0 = 0.0103^0$ $\bar{\theta} = 0.6168$ (мин) $\bar{\theta} = 37.008$ (сек)	0.3265
$-1^0, 14^0, -15^0$	$\bar{\theta}^0 = 0.0044^0$ $\bar{\theta} = 0.2664$ (мин) $\bar{\theta} = 15.9845$ (сек)	0.1410

Толщины слоев: 3.56, 0.07, 0.07 мм

$$E_1 = 19200, E_2 = 850, G_{12} = 375,$$

$$\mu_{21} = 0.243, \mu_{12} = 0.01126,$$

$$\alpha_1 = -6 \cdot 10^{-7}, \alpha_2 = 2.8 \cdot 10^{-5}$$

Структура материала	Угол поворота $\pm\theta$ Температура воздействия $t = \mp 100^0$	Смещение нижней границы стержня при длине 1820 мм
$0^0, 60^0, -60^0$	$\bar{\theta}^0 = 0^0$ $\bar{\theta} = 0$ (мин) $\bar{\theta} = 0$ (сек)	0
$-1^0, 60^0, -58^0$	$\bar{\theta}^0 = 0.0124^0$ $\bar{\theta} = 0.7425$ (мин) $\bar{\theta} = 44.5512$ (сек)	0.3931

Толщины слоев: 1.85, 0.925, 0.925

$$E_1 = 19200, E_2 = 0, G_{12} = 0,$$

$$\mu_{21} = 0.243, \mu_{12} = 0,$$

$$\alpha_1 = -6 \cdot 10^{-7}, \alpha_2 = 2.8 \cdot 10^{-5}$$

Структура материала	Угол поворота $\pm\theta$ Температура воздействия $t = \mp 100^0$	Смещение нижней границы стержня при длине 1820 мм
$-1^0, 14^0, -14^0$	$\bar{\theta}^0 = 2.7433 \cdot 10^{-13}$ $\bar{\theta} = 1.6460 \cdot 10^{-11}$ (мин) $\bar{\theta} = 9.8761 \cdot 10^{-10}$ (сек)	$8.7143 \cdot 10^{-12}$
$-2^0, 14^0, -14^0$	$\bar{\theta}^0 = 1.3027 \cdot 10^{-12}$ $\bar{\theta} = 7.8160 \cdot 10^{-11}$ (мин) $\bar{\theta} = 4.6896 \cdot 10^{-9}$ (сек)	$4.1379 \cdot 10^{-11}$
$-1^0, 14^0, -15^0$	$\bar{\theta}^0 = 4.1743 \cdot 10^{-13}$ $\bar{\theta} = 2.5046 \cdot 10^{-11}$ (мин) $\bar{\theta} = 1.5027 \cdot 10^{-9}$ (сек)	$1.3259 \cdot 10^{-11}$

Толщины слоев: 3.56, 0.07, 0.07 мм

$$E_1 = 19200, E_2 = 0, G_{12} = 0,$$

$$\mu_{21} = 0.243, \mu_{12} = 0,$$

$$\alpha_1 = -6 \cdot 10^{-7}, \alpha_2 = 2.8 \cdot 10^{-5}$$

Структура материала	Угол поворота $\pm\theta$ Температура воздействия $t = \mp 100^0$	Смещение нижней границы стержня при длине 1820 мм
$-1^0, 60^0, -58^0$	$\bar{\theta}^0 = 4.1928 \cdot 10^{-13}$ $\bar{\theta} = 2.5156 \cdot 10^{-11}$ (мин) $\bar{\theta} = 1.5094 \cdot 10^{-9}$ (сек)	$1.3318 \cdot 10^{-11}$

Список литературы

1. Анизотропные панели – плоская задача / А.А.Дудченко, А.Н.Елпатьевский, С.А.Лурье, В.В.Фирсанов. – М: Изд-во МАИ, 1991. – 96 с.
2. Васильев В.В. Механика конструкций из композиционных материалов. – М: Машиностроение, 1988. – 272 с.

АНАЛИЗ НЕЛИНЕЙНОГО ПОВЕДЕНИЯ КОСОУГОЛЬНО-АРМИРОВАННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ ОРИЕНТАЦИИ ВОЛОКОН

Думанский А.М.^{*}, Алимов М.А., Радченко А.А.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; ^{*}alduman@rambler.ru

Аннотация: Оценка эффекта поворота волокон в процессе одноосного растяжения косоугольно-армированных углепластиков осуществлена с использованием соотношений для определения компонентов НДС однонаправленного слоя, справедливых как в линейной, так и в нелинейной области деформирования. Показано, что в нелинейной области деформирования учет факта изменения ориентации волокон позволяет существенно уточнить величины напряжений в слоях.

Ключевые слова: волокнистые композиционные материалы, нелинейное деформирование, поворот волокон.

Механические свойства волокнистых композиционных материалов в существенной степени зависят от углов укладки волокон, которые изменяются в процессе деформирования, что отражается на компонентах НДС в слоях. Это явление исследовалось в ряде работ, где напряжения в слоях косоугольно-армированных композиционных материалов в нелинейной области деформирования определялись с использованием различных подходов, в частности, применялись итерационный метод и конечно-элементная модель образца [1], модель развития повреждений [2, 3], составной частью которой являются экспериментально определяемые функции повреждений, закон пластического течения в степенной форме [4].

В данной работе применяется подход [5], который без использования в явном виде законов пластического течения и развития повреждений, схематических упрощений и деления на упругие и неупругие составляющие позволяет изучить закономерности деформирования слоя с учетом изменения ориентации волокон, причем предлагаемые соотношения для компонентов НДС слоя справедливы как в линейной, так и в нелинейной области деформирования. В случае одноосного растяжения эти соотношения имеют следующий вид

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \varepsilon_x \cos^2 \theta + \varepsilon_y \sin^2 \theta \\ \varepsilon_2 &= \varepsilon_x \sin^2 \theta + \varepsilon_y \cos^2 \theta \\ \gamma_{12} &= 2(\varepsilon_y - \varepsilon_x) \cos \theta \sin \theta \\ \sigma_1 &= \frac{\varepsilon_x \cos^2 \theta + \varepsilon_y \sin^2 \theta - S_{12} \sigma_x}{S_{11} - S_{12}}, \quad (1) \\ \sigma_2 &= \sigma_x - \sigma_1 \\ \tau_{12} &= -\frac{\sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_1 (\sin^2 \theta - \cos^2 \theta)}{2 \sin \theta \cos \theta}\end{aligned}$$

где величины растягивающего напряжения σ_x , деформаций образца вдоль оси нагружения ε_x и перпендикулярно к ней ε_y соответствуют экспериментально определенной диаграмме деформирования (рис. 1), компоненты матрицы податливости S_{11} и S_{12} определяются через модуль упругости слоя вдоль волокна E_1 и коэффициент Пуассона ν_{12} :

$S_{11} = \frac{1}{E_1}$, $S_{12} = -\frac{\nu_{12}}{E_1}$, угол укладки волокон в процессе деформации θ определяется соотношением

$$\operatorname{tg} \theta = \operatorname{tg} \theta^* \left(\frac{1 + \varepsilon_y}{1 + \varepsilon_x} \right), \quad (2)$$

где θ^* - угол укладки волокон в недеформированном состоянии.

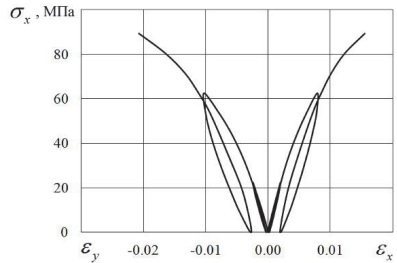


Рис. 1. Диаграмма деформирования образца из углепластика КМУ-4Л с укладкой $\pm 40^\circ$ при одноосном растяжении.

На рис. 2 приведена зависимость между касательными напряжениями и деформациями сдвига однонаправленного слоя, полученная с использованием формул (1) и (2) и диаграммы деформирования образца из углепластика КМУ-4Л (рис. 1).

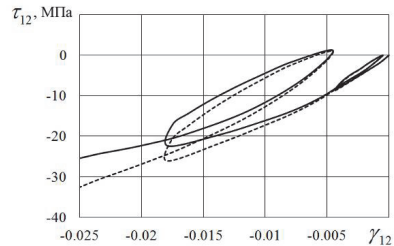


Рис. 2. Диаграмма сдвига однонаправленного слоя образца из углепластика КМУ-4Л с учетом (сплошная линия) и без учета (пунктирная линия) изменения ориентации волокон.

Из рис. 2 видно, что при больших деформациях поворот волокон приводит к существенному перераспределению напряжений в слоях. Влияние изме-

нения угла укладки волокон в процессе деформирования не значительно при деформациях сдвига меньше 1%.

На рис. 3 показано изменение ориентации волокон в процессе нагружения, вычисленное с использованием формулы (2) на основе результатов испытаний перекрестно-армированных образцов из углепластика T700SC/2500 при одноосном растяжении с различными скоростями деформирования [3]. Большее изменение углов укладки волокон при меньшей скорости деформирования вызвано ползучестью материала.

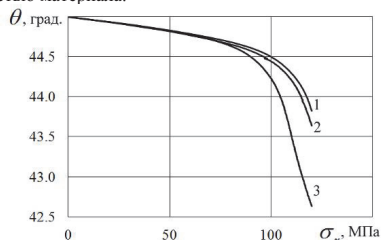


Рис. 3. Изменение углов укладки образцов из углепластика T700SC/2500 при одноосном растяжении с различными скоростями деформирования: 1 – $9,3 \times 10^{-4} \text{ с}^{-1}$, 2 – $9,3 \times 10^{-5} \text{ с}^{-1}$, 3 – $9,3 \times 10^{-6} \text{ с}^{-1}$.

Соответствующие этим углам касательные напряжения однонаправленного слоя (сплошные линии) показаны на рис. 4, где пунктирной линией представлена зависимость, определенная без учета поворота волокон. Как видно из рисунка, при больших деформациях значения фактических касательных напряжений, определенных с использованием формулы (2), существенно ниже напряжений, вычисленных без учета изменения ориентации волокон. Различия не значительны при деформациях сдвига $\gamma_{12} < 1\%$.

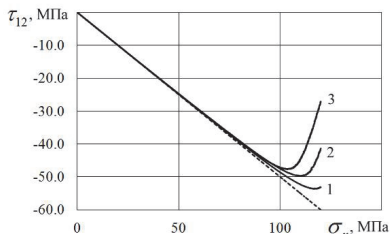


Рис. 4. Зависимость касательных напряжений однонаправленного слоя образцов из углепластика T700SC/2500 при одноосном растяжении с различными скоростями деформирования: 1 – $9,3 \times 10^{-4} \text{ с}^{-1}$, 2 – $9,3 \times 10^{-5} \text{ с}^{-1}$, 3 – $9,3 \times 10^{-6} \text{ с}^{-1}$.

По известным значениям напряжений и деформаций можно вычислить компоненты локальной матрицы податливости, считая, что приращения

напряжений и деформаций связаны линейно. Так, мгновенные значения податливости, соответствующей сдвигу, оцениваются через приращения касательных напряжений и деформаций сдвига по формуле [5]

$$\bar{S}_{66} = \frac{d\gamma_{12}}{d\tau_{12}}. \quad (3)$$

Изменение значений $\bar{S}_{66}$ однонаправленных слоев образцов из углепластика T700SC/2500 представлено на рис. 5, где для сравнения пунктирной линией показана зависимость податливости от растягивающего напряжения при скорости деформирования $9,3 \times 10^{-6} \text{ с}^{-1}$, определенная без учета поворота волокон.

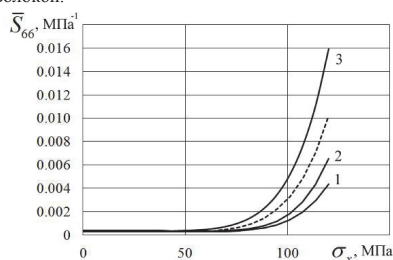


Рис. 5. Зависимость податливости $\bar{S}_{66}$ однонаправленного слоя образцов из углепластика T700SC/2500 от растягивающего напряжения при различных скоростях деформирования: 1 – $9,3 \times 10^{-4} \text{ с}^{-1}$, 2 – $9,3 \times 10^{-5} \text{ с}^{-1}$, 3 – $9,3 \times 10^{-6} \text{ с}^{-1}$.

Учитывая вышеизложенное, можно заключить, что в нелинейной области при больших деформациях изменение ориентации волокон в косоугольно-армированных углепластиках приводит к значительному перераспределению напряжений в слоях. Недооценка факта поворота волокон может привести к существенным ошибкам при определении компонент напряженно-деформированного состояния в слоях.

1. Wisnom M.R. The effect of fibre rotation in $\pm 45^\circ$ tension tests on measured shear properties // Composites. 1995. Vol. 26. P. 25-32
2. Herakovich C.T., Schroedter R.D., Gasser A., Guitard A. Damage evolution in $\{\pm 45\}_s$ laminates with fiber rotation // Composites Science and Technology. 2000. Vol. 60. P. 2781-2789
3. Ogihara S., Nakatani H. Modeling of mechanical response in CFPR angle-ply laminates // Proc. of the 19th International Conference on Composite Materials (ICCM19). Montreal, Canada. 2013. P. 7268-7276
4. Sun C.T., Zhu C. The effect of deformation-induced change of fiber orientation on the non-linear behavior of polymeric composite laminates // Composites Science and Technology. 2000. Vol. 60. P. 2337-2345
5. Думанский А.М., Алимов М.А., Радченко А.А. Анализ нелинейного поведения композитного материала при одноосном растяжении // Информатизация и связь. № 1 - 2013. - С.69-72

УСТОЙЧИВОСТЬ СТОЙКИ ШЕНЛИ НА СТЕРЖНЯХ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ В РАМКАХ НЕЛИНЕЙНОЙ ТЕОРИИ ПРИ ФАЗОВОМ ПРЕВРАЩЕНИИ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ.

Думанский С.А.*

ИПРИМ РАН, Москва, Россия; *stanislavdym@mail.ru;

Аннотация: В работе проводится исследование потери устойчивости стойки Шенли на стержнях из сплавов с памятью формы (СПФ) при прямом и обратном фазовом превращении под действием постоянного напряжения. Задача решается в дважды связанной постановке, нагрузка может быть фиксированной или варьируемой.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, потеря устойчивости, фазовое превращение.

Введение

Анализу устойчивости элементов из СПФ посвящены работы [1-6]. В [7] установлено, что элементы из СПФ весьма склонны к потере устойчивости в случае, если фазовые и структурные превращения в них происходят под действием сжимающих напряжений. Показано, что упругий анализ потери устойчивости для таких элементов, даже для наименьших (мартенситных) значений упругих модулей может дать для критических нагрузок многократно завышенные результаты. Ранее задачи о потере устойчивости элементов из СПФ, вызванной фазовыми переходами, решались в рамках модели линейного деформирования этих материалов при фазовых превращениях [8-17]. Исключение составляют публикации [18,19], в которых задачи устойчивости для стержня и круглой пластинки из СПФ решались в рамках модели нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях [18,20]. В этих последних работах предполагалось без должного обоснования, что переход в смежную форму равновесия всегда сопровождается дополнительным структурным переходом. Во всех упомянутых выше работах задача устойчивости решалась в однократно связанной постановке.

В данной работе были получены аналитические решения задачи об устойчивости стойки Шенли на стержнях из СПФ, претерпевающих прямое или обратное фазовое превращение под действием сжимающей нагрузки. При решении использовался метод линеаризации. Рассматривалась дважды связанная постановка для случаев фиксированной и варьируемой нагрузки. Использовались гипотезы фиксированного и варьируемого фазового и структурного состояния. Рассмотрены обе возможности для интегральных функций распределения интенсивности микронапряжений (совпадающие и не совпадающие).

Постановка задачи

Стойка Шенли (рис. 1) представляет из себя жесткое твердое тело, прямоугольной формы ($L \times b$), шарнирно опертое на два стержня из СПФ. Стержни в свою очередь шарнирно закреплены на неподвижном основании. На верхнюю часть твердого тела действует постоянная P . В начальном состоянии (нагрузка $P = 0$) стержни не деформированы и их

длины одинаковы: $a_1 = a_2 = a$. Площади поперечного сечения также считаются равными $F_1 = F_2 = F$. Стержни не «выпучиваются» и не поворачиваются, то есть только претерпевают одноосное сжатие. Для геометрического описания процесса вводится угол φ между действующей нагрузкой P и продольной осью симметрии тела, деформации стержней ε_1 и ε_2 . Так же рассматриваются напряжения, возникающие в стержнях σ_1 и σ_2 .

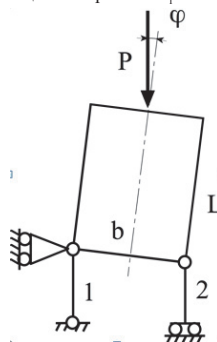


Рис. 1

Прямое превращение

Будем считать, что имеет место потеря устойчивости, если помимо тривиальной (прямолинейной) формы равновесия появляется ещё одна (смежная), мало отличающаяся от исходной. В работе [1] экспериментально установлено, что фазовые превращения могут вызывать потерю устойчивости. Образцы, не терявшие устойчивость изотермически ни при температуре аустенитного, ни при температуре мартенситного состояния, теряли устойчивость под действием той же нагрузки при прямом мартенситном превращении (то же верно и для обратного). Минимальная сжимающая нагрузка, приводящая к потере устойчивости, составляла менее одной трети от минимальной нагрузки изотермической потери устойчивости. Эти результаты показывают, что при оценке критической силы нельзя пользоваться упругими соотношениями, которые были получены еще Эйлером. Приходится строить новые, гораздо

более сложные модели, учитывающие нелинейность определяющих соотношений. Рассмотрение ведется в рамках теории малых деформаций. Задача устойчивости решается в линеаризованной постановке. При исследовании устойчивости можно варьировать различные параметры для написания уравнений возмущенного состояния. Для большинства СПФ термоупругий мартенситный фазовый переход может быть вызван не только охлаждением или нагревом, но и изменением напряжений. Так как напряжения при переходе в смежную форму равновесия меняются, то будет меняться и фазовый состав, параметр которого должен варьироваться. Эту гипотезу будем называть концепцией «варьируемого фазового состава» (ВФС). Интегральные функции распределения микронапряжений для различных материалов (условий) могут совпадать или не совпадать. Тогда можно выдвинуть две гипотезы — варьированный структурный состав (ВСС) и фиксированный структурный состав (ФСС). Нагрузку в процессе перехода в смежную форму равновесия можно считать фиксированной. Тогда в момент потери устойчивости один из стержней будет догружаться и за счет этого будет происходить дополнительный фазовый переход. Второй стержень будет упруго разгружаться и дополнительного фазового перехода происходить не будет. Эта концепция носит название «фиксированной нагрузки» (ФН). Если нагрузка варьируется, то существуют такие бесконечно малые ее вариации, которые приведут к дополнительному фазовому переходу во втором стержне. В результате этого в обоих стержнях будет происходить дополнительный фазовый переход. Это концепция «варьируемой нагрузки» (ВН). Температуру можно также считать как варьируемым так и не варьируемым параметром. Фазовые и структурные переходы в СПФ сопровождаются уникальными теплофизическими эффектами (выделением латентного тепла фазового перехода при прямом превращении и поглощением примерно такого же количества тепла при обратном превращении, диссипативными явлениями и др.). Изменяющаяся при этом температура является одним из основных параметров, управляющих фазовыми переходами. Задача может ставиться в трех постановках — несвязная, однократно связная и дважды связная. Несвязная постановка не учитывает влияние напряжений на параметр фазового состава. Однократно связная постановка учитывает влияние напряжения на параметр фазового состава, но не учитывает влияние изменения фазового состава на температуру (латентное тепло). Дважды связная постановка учитывает все то же, что и однократно связная постановка и латентное тепло.

Обратное превращение

Обратное превращение (равномерный нагрев) начинается из мартенситной фазы под действием постоянной внешней нагрузки P^* . Перед началом превращения точка находится на кривой мартенсита

ной неупругости (рис. 2 — непрерывная линия), если нагружение до P^* производилось из состояния хаотического мартенсита, или соответствует кривой полученной при прямом превращении под действием постоянного напряжения (рис. 2 — точки). Задача решается в дважды связной постановке для различных функций распределения микронапряжений. Для концепции ФН в момент потери устойчивости один стержень (догружаемый) будет претерпевать дополнительное структурное превращение, без дополнительного фазового, а второй (разгружаемый) стержень будет претерпевать только дополнительное фазовое превращение. Если нагрузка варьируется, то возможны три случая: 1) оба стержня разгружаются — в обоих стержнях происходит дополнительное фазовое превращение, 2) оба стержня разгружаются — в обоих стержнях происходит дополнительное структурное превращение, 3) случай аналогичный ФН (в одном из стержней происходит дополнительный фазовый, а в другом дополнительный структурный переход). Функции распределения микронапряжений считались различными.

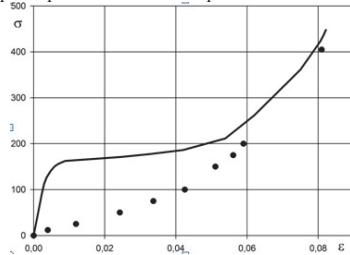


Рис.2

Определяющие соотношения

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \varepsilon^e + \varepsilon^{phst} \\ \varepsilon^{phst} &= \varepsilon_0 q + \varepsilon^{phst_1} \\ d\varepsilon^{phst_1} &= d\varepsilon^{ph} + d\varepsilon^{st} \\ \varepsilon^e &= \frac{\sigma}{E(q)}; \quad \frac{1}{E(q)} = \frac{q}{E_M} + \frac{1-q}{E_s} \\ d\varepsilon^{ph} &= \alpha d q; \quad \omega = \varepsilon^{phst_1} / q \\ d\varepsilon^{st} &= \rho_D q_n \varphi_2'(|\sigma|) d\sigma \\ q &= \frac{1}{2}(1 - \cos(\pi)) \\ t &= \frac{T_f - T}{A_f^0 - A_s^0} \\ A_f^0 &= A_f^0 + \frac{\sigma \omega + Z(\sigma) + \sigma \varepsilon_0}{\Delta S} \\ Z(\sigma) &= \frac{(E_s - E_M) \sigma^2}{2E_s E_M}\end{aligned}$$

$$k_q \Delta T = C_0 \dot{T} + T \alpha \dot{\sigma} - (\Delta U + \omega \sigma + Z(\sigma) + \sigma \varepsilon_0) \dot{q} - \rho_D q_n F_2'(|\sigma|) \dot{\sigma}$$

Здесь $\varepsilon, \varepsilon^e, \varepsilon^{phst_1}, \varepsilon^{phst}$ — 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); 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; $A_s^0, A_f^0, A_f^*, \Delta S$ - 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; $k_q, C_\sigma, \alpha, \Delta U$ - коэффициент теплопроводности, теплоемкость единицы объема при постоянном напряжении, коэффициент температурного расширения и объемная плотность латентного тепла фазового перехода.

Результаты

Проведено исследование устойчивости стойки Шенли на стержнях из СПФ в нелинейном случае. Получены аналитические решения соответствующие различным моделям СПФ для прямого и обратного фазового превращения.

Установлено что потеря устойчивости наступает раньше для нагрузки которая варьируется – это верно как для прямого, так и для обратного превращения. Латентное тепло "мешает" фазовому (прямому) переходу и потеря устойчивости при его учете наступает при большей нагрузке, чем без его учета. Для одинаковых функций интегрального распределения микронапряжений потеря устойчивости наступает при меньшей нагрузке (для прямого превращения), чем для различных. В концепции варьируемой нагрузки (для обратного превращения) для определения критической нагрузки, необходимо брать наименьшее из решений: 1) оба стержня разгружаются — в обоих стержнях происходит дополнительное фазовое превращение, 2) оба стержня разгружаются — в обоих стержнях происходит дополнительное структурное превращение.

При использовании всех приведенных концепций значение нагрузки оказалось меньше полученного для стойки стержней полностью находящихся в мартенситном состоянии, что соответствует наименьшему значению модуля Юнга ($E(1) = E_M$). При этом для обратного превращения критическая сила оказалась выше, чем для прямого.

Список литературы

1. Хусанов М.А. Исследование эффекта осесимметричного выпучивания круглых пластин // ЖТФ. 1997. Т. 67. № 6. С. 118–120.
2. Urushiyama Y., Lewinnek D. Qiu J., Tani J. Bucleing of shape memory alloy columns. JMSE International Journal. 2003. Ser. A. Solid. Mech. Mater. Eng. 2003. V. 46 (1). P. 60–67.

3. Малыгин Г.А. Эйлерова неустойчивость двунаправленного эффекта памяти формы в ленте из никелида титана // ФТТ. 2003. Т. 45. Вып. 12. С. 2233–2237.
4. Малыгин Г.А., Хусанов М.А. Анализ устойчивости механического поведения арки – полоски из никелида титана в условиях стесненного эффекта памяти формы // ЖТФ. 2004. Т. 74. Вып. 10. С. 57 – 63.
5. Rahman M.A., Qui J., Tani J. Bucleing and postbucleing characteristics of the superelastic SMA columns - numerical simulation. Journal of Intelligent Material Systems and Structures. 2005. V. 16. P. 691–702.
6. Richter F., Kastner O., Eggeler G. Finite element simulation of the anti-bucleing effect of a shape memory alloy bar. J. of Materials Engineering and Performans. 2011. V. 20. P. 719–730.
7. 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, 82—89.
8. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Устойчивость стержня, претерпевающего прямое или обратное мартенситные превращения под действием сжимающих напряжений // Прикладная механика и техническая физика. 2003. Т. 4. № 3. С. 169–178.
9. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Анализ устойчивости при прямом термоупругом превращении под действием сжимающих напряжений // Известия РАН. Механика твердого тела. 2004. № 2. С. 132–144.
10. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Аналитическое решение связанной задачи об устойчивости пластины из сплава с памятью формы при прямом термоупругом фазовом превращении // Прикладная математика и механика. 2004. Т. 68. Вып. 1, с. 60–72.
11. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Аналитическое решение связанной задачи об устойчивости пластины из сплава с памятью формы при обратном мартенситном превращении. Известия РАН. Механика твердого тела. 2004. №5. С.153–167.
12. А.А. Мовчан, Л.Г. Сильченко Устойчивость круглой пластины из сплава с памятью формы при прямом мартенситном превращении // Прикладная математика и механика. 2006. Т. 70. Вып. 5. С. 869–881.
13. Шкутин Л.И. Анализ плоских фазовых деформаций стержней и талстин // ПИМТФ. 2006. Т. 47. №2. С. 156–164.
14. Шкутин Л.И. Анализ осесимметричных фазовых деформаций в пластинах и оболочках // ПИМТФ. 2007. Т. 48. №2. С. 163–171.
15. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Потеря устойчивости круглой пластины из сплава с памятью формы, вызванная обратным термоупругим мартенситным превращением // Известия РАН. Механика твердого тела. 2008. № 1. С. 117–130.
16. Сильченко Л.Г., Мовчан А.А. Устойчивость вала из сплава с памятью формы, находящегося под воздействием кручения и растяжения-сжатия при термоупругих фазовых превращениях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 2. С. 52–59.
17. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Устойчивость кольцевой пластины из сплава с памятью формы. // Прикладная механика и техническая физика. 2011. Т.52. № 2. С. 144–155.
18. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Влияние структурного превращения и нелинейности процесса деформирования на устойчивость стержня из сплава с памятью формы // Известия РАН. Механика твердого тела. — 2010, №6, 137—147.
19. Сильченко Л.Г., Мовчан А.А., Мовчан И.А. Учет структурного превращения при анализе устойчивости круглой пластины из сплава с памятью формы // Проблемы машиностроения и надежности машин. — 2010, №5, 57—65.
20. 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. — 2010, №3, 136—148.

Работа выполнена при содействии РФФИ, проект № 14-01-00189

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОЧНОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ МАТЕРИАЛОВ С УЧЕТОМ ОСОБЕННОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Зеньков Е.В.

ИрГУПС, Иркутск, Россия; jovanny1@yandex.ru

Аннотация: Ниже рассматривается упрощенная и уточненная технология прочностных испытаний материалов, позволяющая с помощью типовых одноприводных испытательных машин уже на стадии лабораторных исследований материала детали учесть реальный вид его НДС в очаге разрушения и, далее, оценить прочность детали при её квазистатическом нагружении на основе использования уравнения предельного состояния Писаренко-Лебедева.

Ключевые слова: расчет на прочность, лабораторный образец, моделирование, предельное состояние.

Проектные расчёты на прочность высоконагруженных деталей конструкций требуют учёта вида напряжённо-деформированного состояния (НДС) в возможном очаге их разрушения [1 – 3]. В частности, учёт влияния двухосности НДС важен, например, при оценке прочности таких ответственных элементов железнодорожных вагонов, как боковая рама, цельнокатаное железнодорожное колесо, цистерна, а также прочности элементов конструкций в виде пластин и оболочек, изгибаемых в разных направлениях, при действии на них разнонаправленных внешних сил или температурных перепадов. Указанный учёт может осуществляться, как правило, двумя способами. Первый из них, представленный критериями прочности Писаренко-Лебедева, Ягна-Бужинского, Друккера-Прагера и др. [3], основан на предварительном определении прочностных характеристик материала рассматриваемой конструкции, определяемых путём квазистатического разрушения лабораторных образцов этого материала в условиях одноосного растяжения, сжатия и чистого сдвига (определения значений σ_b , $\sigma_{сж}$ и τ_k соответственно). Второй (см., например, [4 – 7]) – опирается на результаты лабораторных испытаний образцов, имеющих в очаге их разрушения тот же вид НДС, что и в очаге возможного разрушения рассматриваемого элемента конструкции. При осуществлении второго способа используется, как правило, специальная испытательная техника с несколькими силовыми приводами, создающая разнонаправленные воздействия на испытываемый образец, что существенно затрудняет реализацию этого способа и сдерживает его применение.

В данной работе рассматривается упрощенная и уточненная технология прочностных испытаний, позволяющая с помощью типовых одноприводных испытательных машин уже на стадии лабораторных исследований материала детали учесть реальный вид его НДС в очаге разрушения. Уточнение расчёта достигается за счёт использования экспериментальных данных о разрушении лабораторного образца, напряженное состояние которого в момент разрушения моделирует в рабочей зоне напряженное состояние реальной детали.

Рассмотрим, для определённости, критерий прочности Писаренко-Лебедева, используемый при оценке прочности конструкций, изготовленных из изотропных материалов. Соответствующее условие,

при котором наступает квазистатическое разрушение материала, сопровождаемое появлением трещин (уравнение предельного состояния), имеет вид

$$\alpha \sigma_i^{\text{пред}} + (1 - \alpha) \sigma_1^{\text{пред}} A^{1-P} = \sigma_a, \quad (1)$$

где

$$\alpha = \frac{\sigma_a}{\sigma_{сж}}, \quad A = \frac{\varphi - \sqrt{3}\alpha}{1 - \alpha}, \quad \varphi = \frac{\sigma_a}{\tau_k}, \quad (2)$$

$$P = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i} \quad (3)$$

Критерий (1) относится к так называемым объединённым критериям прочности, так как в нем объединены с различными весовыми множителями два слагаемых, соответствующих разрушению срезов (первое слагаемое) и отрывом. Как показала [3] экспериментальная проверка, точность рассматриваемых критериев в ряде случаев недостаточна для инженерной практики. Это обстоятельство может быть вызвано различием вида НДС оцениваемого элемента конструкции и вида НДС образцов, испытываемых до разрушения при определении величин σ_b , $\sigma_{сж}$ и τ_k .

Критерий Писаренко-Лебедева основан на гипотезе, заключающейся в том, что входящие в него параметры α и A являются константами материала, не зависящими от уровня и вида НДС в очаге разрушения, и определяются равенствами (2). Его точность ограничивается тем, что в уравнении предельного состояния (1) в общем случае значения параметров α и A могут определяться не соотношениями (2), а более сложным образом и зависеть от величины P , определяемой равенством (3). В данной работе, как и в случае критерия Писаренко-Лебедева, сохраняется предположение о независимости критерийных параметров α и A , входящих в (1), от величин интенсивности σ_i и первого главного напряжения σ_1 в возможном очаге разрушения, но не исключается некоторая зависимость этих параметров от величины P . Соотношение (1) рассматривается при этом как эмпирическая формула, коэффициенты которой определяются не соотношениями (2), а по результатам разрушения лабораторных образцов, рабочая зона которых характеризуется определённым значением P [8]. Уравнение (1) при таком подходе является аппроксимацией истинного уравнения предельного состояния, построенной для

конкретного (или относительно узкого диапазона изменения) значения коэффициента P . Соответствующий вид НДС определяется конструктивными особенностями испытанных до разрушения образцов, а очаг их разрушения должен при этом характеризоваться значением P , совпадающим (или близким по величине) со значением P для очага возможного разрушения реального элемента рассматриваемой конструкции.

По предлагаемой технологии определение значений двух параметров α и A , входящих в уравнение (1), осуществляется путем разрушения двух конструктивных вариантов образцов, отличающихся друг от друга размерами и соответствующими значениями величин $\sigma_i^{1\text{ пред}}, \sigma_i^{1\text{ пред}}$ и $\sigma_i^{2\text{ пред}}, \sigma_i^{2\text{ пред}}$ в момент разрушения, но совпадающих (или близких) по значению коэффициента P в своих рабочих зонах. В этом случае уравнения вида (1), соответствующие двум выбранным конструктивным вариантам, образуют систему двух нелинейных алгебраических уравнений относительно неизвестных величин α и A , которая может быть решена методом последовательных приближений. Возможность и порядок выбора необходимых образцов приведено, например, в работе [9].

Литература

1. Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В. В. Справочник по сопротивлению материалов – К.: Изд-во Дельта – 2008. – 816 с.
2. Лебедев А.А., Ковальчук Б.И., Гигиняк Ф.Ф. и др. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии. – Киев: Издат-во Дом «Ин Юре» – 2003. – 540 с.
3. Гогаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. – М.: Машиностроение. – 1985. – 224 с.
4. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. – М.: «МАШГИЗ». – 1961. – 458 стр.
5. Есиев Т. С., Басиев К. Д., Стеклов О. И. и др. Образец для испытания металла при двухосном напряженном состоянии; патент 2073842. Рос. Федерация; опубл. 20.02.1997. Бюл. № 7.
6. Гагарин Ю.А., Пичков С.Н., Скуднов В.А. и др. О влиянии характера напряженного состояния на пластичность и разрушение конструкционных сталей // Проблемы прочности. – 1978. – № 6. – С. 70 – 75.
7. Важенцев О.Г. Призматический образец для оценки механических свойств материала. Описание изобретения к авторскому свидетельству СССР № 1793320 А1, кл. G 01 N3/28. – Опубл. 07.02.93г. Бюлл. №5.
8. Зеньков Е.В., Цвик Л.Б., Пыхалов А.А., Запольский Д.В. Призматический образец для оценки прочности материала: патент 2516599. Рос. Федерация; опубл. 27.03.2014 г. Бюл. № 9.
9. Зеньков Е.В., Цвик Л.Б. Расчетно-экспериментальная методика оценки прочности материала литых деталей вагонов // Материалы Четвертой Международной научно-практической конференции «Безопасность регионов – основа устойчивого развития». – Иркутск: изд-во ИрГУПС. – 2014. – С. 122-128.

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТОНКОСТЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ МЕТОДОМ РЕНТГЕНОВСКОЙ ТОМОГРАФИИ

Иванов Н.З.^{1,*}, Неповинных В.И.², Думанский А.М.³

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; * naurivanov@gmail.com;

² АО «ОНПП «Технология» им. Ромашина», г. Обнинск, Россия;

³ ИМАШ РАН, Москва, Россия.

Аннотация: В работе проведен анализ напряженно-деформированного состояния обтекателя летательного аппарата возникающего под воздействием внешней нагрузки; составлена математическая модель и решена обратная задача деформирования тонкостенной оболочки, разработан и реализован алгоритм определения характеристик сечений, полученных с помощью компьютерной томографии.

Ключевые слова: композиционные материалы, напряженно-деформированное состояние (НДС), рентгеновская томография, обтекатель, неразрушающий контроль, тонкостенная оболочка.

Введение

Одним из важнейших элементов конструкции летательных аппаратов являются головные антенные обтекатели, которые в значительной степени определяют аэродинамические характеристики и точность наведения на цель. К ним предъявляют типичные для ЛА требования минимальной массы при обеспечении достаточного запаса прочности и надежности. Задачей обтекателя является обеспечение защиты радиотехнической аппаратуры от действующих тепловых и аэродинамических нагрузок. С развитием авиационной и ракетной техники происходит постоянное увеличение скоростей и маневренности ЛА, что приводит к увеличению аэродинамических нагрузок и температуры на поверхности материала [1]. Для поддержания работоспособности конструкций при минимуме массы требуется уменьшение коэффициентов запаса прочности изделий. Предъявляются более жесткие условия к материалам, технологии изготовления, персоналу, а также требуется развитие методов неразрушающего контроля. Последнее позволяет решить проблемы контроля и дает возможность наиболее полно оценить пригодность изделия для дальнейшего использования. В связи с вышесказанным данная тема является актуальной.

Объекты и методы исследования.

Объектами данного исследования являются обтекатели ЛА из стеклопластика. Для серии обтекателей были проведены эксперименты. Исследуемый образец устанавливается на стенд для испытаний и герметизируется, затем, с помощью вакуумного насоса, создается разрежение, обеспечивающее требуемую разность давлений. Изображение, приведенное на рис.1, формируется посредством вращения изделия вместе со столом на малые углы с получением снимков (более 2000), таким образом, получая набор проекций образца со всех сторон.

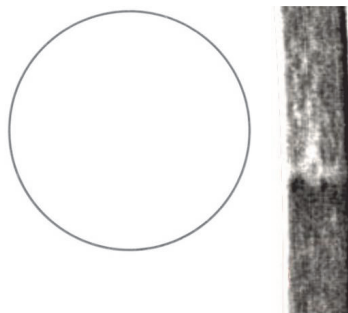


Рис.1. Томограмма сечения изделия

Измерения проводились на высоте 200 мм и 250 мм от носка – в опасной зоне, при воздействии перепада давления на стенке 0,4 кгс/см² и 0,8 кгс/см². Учитывая схему нагружения изделий, можно представить обтекатель в виде тонкостенной оболочки с приложенной к ней разницей давлений (рис.2). Записав уравнение Лапласа (1) и уравнение равновесия отсеченной части обтекателя (2) можно перейти к записи напряжений и деформаций:

$$\frac{\sigma_m}{R_1} + \frac{\sigma_t}{R_2} = \frac{p(y)}{\delta}; \quad (1)$$

$$-\sigma_m \delta * 2 \pi R_2 + \iint p \cos \theta ds = 0; \quad (2)$$

$$u = \frac{\sigma_m}{E} - v \frac{\sigma_t}{E} = \frac{p R_2}{2 E \delta} \left(1 - 2\nu \left(\frac{R_2}{2 R_1} \right) \right);$$

$$v = \frac{\sigma_t}{E} - \nu \frac{\sigma_m}{E} = \frac{p R_2}{E \delta} \left(1 - \frac{R_2}{2 R_1} - \frac{\nu}{2} \right);$$

В перемещениях:

$$u_m = \frac{du}{ds} + \frac{w}{R_1};$$

$$v_t = u \frac{\cos \theta}{r} + \frac{w}{R_2} = \frac{1}{r} (u \cos \theta + w \sin \theta) = \frac{1}{R_2} (u \sin \theta + w);$$

$$u = \xi \cos \theta + \eta \sin \theta;$$

$$w = \xi \sin \theta - \eta \cos \theta;$$

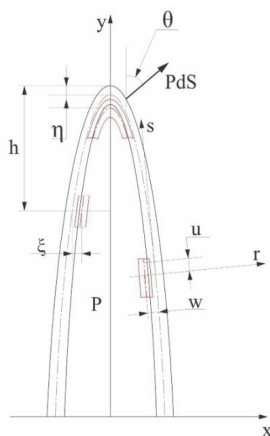


Рис. 2. Расчетная схема обтекателя

Радиальное перемещение можно выразить через окружную деформацию (3):

$$\xi = \epsilon_r R_2 \sin \theta = \frac{p R_2^2 \sin \theta}{E \delta} \left(1 - \frac{R_2}{2 R_1} - \frac{\nu}{2} \right); \quad (3)$$

Выразив модуль упругости получим формулу для расчета по радиальному перемещению (4):

$$E = \frac{p R_2^2 \sin \theta}{\xi \delta} \left(1 - \frac{R_2}{2 R_1} - \frac{\nu}{2} \right); \quad (4)$$

На первом этапе реализации работы были приняты допущения и проведен расчет на основе вручную измеренных параметров, что вносит существенные погрешности. Экспериментальные данные, математическая модель и ее параметры были использованы для расчета в системе Wolfram Mathematica, и был вычислен эффективный модуль упругости для каждого случая. Полученные результаты для наглядности были занесены в табл. 1.

Табл.1. Рассчитанные значения эффективных модулей упругости

№	Эффективный модуль упругости E, ГПа			
	P = 0,4 кгс/см ²		P = 0,8 кгс/см ²	
	200 мм	250 мм	200 мм	250 мм
1	10.897	13.495	9.884	10.001
2	9.156	9.386	10.173	10.214
3	7.737	9.152	5.802	8.079
4	7.692	10.004	7.380	7.779

Анализируя их можно проследить увеличение значений эффективного модуля упругости E от сечения 200 мм к 250 мм. Кроме того, происходит небольшое снижение E при увеличении разности давлений в два раза. Экспериментально полученные данные представляют собой черно-белые изображения, в которых степень черноты каждого пикселя характеризует плотность материала в данной точке. Так как сечение изделия не может иметь форму идеальной окружности, и толщина стенки не постоянна, не представляется возможным выполнить измерения параметров сечения без использования специального программного обеспечения. Изображения – томограммы представляются в виде матрицы, в которой номера столбцов и строк представляют собой координаты точки в декартовом пространстве, а значения элементов матрицы определяют плотность материала по шкале градаций серого в диапазоне от 0 до 255. На основе выше сказанного было разработано программное обеспечение, в задачи которого входит автоматическое выделение и распознавание сечений, нахождение центров внутренних и внешних контуров как фигур произвольной формы, вычисление их геометрических параметров с заданным шагом и степенью точности.

Заключение

Полученные результаты позволяют делать выводы о возможности использования данного метода для исследования работоспособности конструкции в целом и прогнозировать возможную потерю устойчивости и ее характер.

1. Русин М.Ю. Проектирование головных обтекателей ракет из керамических и композиционных материалов: учеб. пособие — М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2005. - 64 с.
2. Липовцев Ю.В. Расчет и проектирование составных оболочечных конструкций / Русин М.Ю., Хамицаев А.С. — Обнинск: ИАТЭ, 2003. — 76 с.

МЕТОДИКА ИДЕНТИФИКАЦИИ ПРОЧНОСТИ УГЛЕПЛАСТИКА ПРИ СДВИГЕ В ПЛОСКОСТИ СЛОЯ

Картабаев С.Ж.¹, Русланцев А.Н.^{1,2*}

¹МГТУ им. Н.Э. Баумана

²ИМАШ РАН, andreiruslantsev@gmail.com

Аннотация: В настоящей работе рассмотрены критерии разрушения слоистых композиционных материалов, представлена методика, позволяющая по результатам испытаний косоугольно-армированных образцов определять прочность материала при сдвиге в плоскости слоя, приведены результаты расчетов для углепластика БМИ-3/3692.

Ключевые слова: углепластик, прочность, разрушение.

Введение

В настоящее время существует ряд методов определения сдвиговой прочности композиционных материалов. Однако они не обеспечивают создание чистого сдвига во всей рабочей зоне образца [1]. Также существенное влияние на характеристики композиционного материала оказывают технологические факторы, поэтому такой материал следует рассматривать как создаваемый одновременно с конструкцией [2]. Следовательно, характеристики материала целесообразно определять на образцах, сходных по методу создания и укладке с конструкцией.

В настоящей работе предлагается методика определения прочности образца при сдвиге в плоскости слоя при испытаниях плоских образцов на растяжение-сжатие.

Критерии прочности

Механизмы разрушения многослойных композитов существенно отличаются от механизмов разрушения металлов. Во время эксплуатации в них возникают дефекты, которые в дальнейшем ведут к расслоению или растрескиванию матрицы. Разрушение композита может происходить постепенно, начиная с потери герметичности или начальной стадии разрушения, расслоения, затем переходя в область больших деформаций и заканчивая полным разрушением. Также имеют место подходы анализа микромеханики материала. Существует ряд феноменологических подходов для оценки предельного состояния композита, или так называемых критериев [2].

Согласно критерию максимальных напряжений материал разрушается, когда локальное напряжение в одном из главных направлений превышает порог прочности материала. Критерий максимального главного напряжения не учитывает взаимосвязей между различными составляющими напряжения, при этом он учитывает анизотропию материала (пороги прочности в различных направлениях могут отличаться) и различие свойств материала при сжатии и растяжении. Также широко применяется критерий максимальных деформаций [2].

Критерий Цая-Хилла учитывает энергию формоизменения – составляющую общей энергии деформации, которая побуждает изменение формы. Также он учитывает взаимосвязь между компонентами напряжения. Критерий Цая-Ву учитывает полную энергию деформации: энергию формоизменения и

энергию расширения. Он является более полным, чем критерий Цая-Хилла, и способен различать пределы прочности на сжатие и растяжение [2]. Также в инженерной практике применяются и другие критерии.

Предлагаемый подход

В настоящей работе предлагается подход основанный на следующем предположении: при испытании каждого образца, перед его разрушением возможно определить напряженно-деформированное состояние материала в рабочей зоне образца, и, соответственно, вычислить напряжения в главных осях слоя. Напряжения в главных осях слоя являются одной из точек на поверхности разрушения материала, которая описывается критерием разрушения. Так, поверхность разрушения в пространстве напряжений при использовании критерия максимальных напряжений имеет форму параллелепипеда, а при применении критерия Цая-Хилла – форму эллипсоида. Изменяя схему армирования образцов, направление нагрузки, можно получить несколько точек на поверхности разрушения материала. Далее, задавшись критерием прочности, можно решить задачу оптимизации и определить недостающие параметры, а в данном случае вычислить прочность материала на сдвиг в плоскости слоя. Таким образом, целевую функцию можно записать в следующем виде:

$$\Phi(F_1^+, F_1^-, F_2^+, F_2^-, F_{12}) = \\ = (F(F_1^+, F_1^-, F_2^+, F_2^-, F_{12}) - 1)^2 \rightarrow 0^+$$

где $F(F_1^+, F_1^-, F_2^+, F_2^-, F_{12}) \geq 1$ – критерий разрушения материала (слоя), F_1^+ – прочность слоя на растяжение вдоль направления армирования, F_1^- – прочность слоя на сжатие вдоль направления армирования, F_2^+ – прочность слоя на растяжение поперек направления армирования, F_2^- – прочность слоя на сжатие поперек направления армирования, F_{12} – прочность слоя на сдвиг.

В настоящей работе прочность вдоль и поперек направления армирования была определена по результатам испытаний однонаправленных образцов, а прочность слоя при сдвиге в плоскости слоя определяется по испытаниям перекрестно армированных

образцов со схемой укладки $\pm\theta$.

Данный алгоритм был применен к результатам испытаний углепластика БМИ-3/3692 на основе равнопрочной ткани и бисмаленимидного связующего. Из данного материала была изготовлена 14-слойная пластина, все слои ткани в которой были ориентированы в одном направлении, затем из нее были вырезаны образцы под углами 0° , 90° и 45° . Таким образом были получены образцы с укладками $[0^\circ]$, $[90^\circ]$ и $[\pm 45^\circ]$. Образцы были испытаны на испытательной машине Instron-7709, для регистрации деформаций использовалась тензостанция СИИТ-4. На каждый образец было наклеено 3 тензодатчика: два в продольном направлении и один в поперечном.

По результатам испытаний образцов с укладками $[0^\circ]$ и $[90^\circ]$ были определены прочности на растяжение вдоль и поперек основы ткани: $F_1^+ = 800 \text{ МПа}$,

$F_2^+ = 900 \text{ МПа}$. Также были определены упругие постоянные материала: $E_1 = 90 \text{ ГПа}$, $E_2 = 83 \text{ ГПа}$, $\nu_{12} = 0.04$, $G_{12} = 6.5 \text{ ГПа}$.

При испытаниях образцов с укладкой $[\pm 45^\circ]$ прочность вдоль оси образца составила 200 МПа . При помощи теории слоистых пластин было определено НДС слоя в его главных осях: $\sigma_1 = 106 \text{ МПа}$, $\sigma_2 = 94 \text{ МПа}$, $\tau_{12} = 100 \text{ МПа}$.

Поскольку характер разрушения не учитывался, в

качестве критериев разрушения были применены критерий максимальных напряжений и критерий Цая-Хилла. При использовании критерия максимальных напряжений прочность образца на сдвиг составила $F_{12} = 100 \text{ МПа}$. При применении критерия Цая-Хилла прочность при сдвиге составила

$$F_{12} = \frac{\tau_{12}}{\sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_1}{F_1}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_2}{F_2}\right)^2 + \frac{\sigma_1 \sigma_2}{F_1 F_2}}} \approx 99 \text{ МПа}$$

Выводы

Предложен метод определения прочности углепластика при сдвиге в плоскости слоя, получены результаты для углепластика БМИ-3/3692, показано удовлетворительное согласие расчетных и экспериментальных данных

1. Мэттьюз Ф., Ролингс Р. Мир материалов и технологий. Композитные материалы. Механика и технология. М.: Техносфера: 2004. - 408 С.
2. Композиционные материалы. Справочник./ В.В.Васильев, В.Д., Протасов, В.В. Болотин и др. М.: Машиностроение: 1990. - 512 С.

МОДЕЛИРОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ ТРЕХСЛОЙНОГО СТЕРЖНЯ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ

Каюмов Р.А., Мухамедова И.З.

КазГАСУ, Казань, Россия, kaumov@rambler.ru.

Аннотация: Разработана модель процесса растяжения трехслойного стержня. Внутренний слой армирован поперек оси, а верхний и нижний слои – вдоль. За критерий разрушения принята потеря устойчивости волокон внутреннего слоя. Для вычисления критической нагрузки использовалось классическое выражение для сжатого стержня в упругой среде. Расчет модели проводится методом конечных элементов. Проведен ряд численных экспериментов и получены зависимости разрушающей нагрузки от различных параметров

Ключевые слова: модель, устойчивость, эксперимент, конечный элемент.

Требованиям высокой прочности и жесткости отвечают слоистые элементы конструкций, в частности, трехслойные пластины и стержни, которые применяются при изготовлении несущих элементов самолетов, различного рода панелей, обтекателей, теплозащитных экранов и т.д.

Натурные эксперименты на растяжение многослойных стержней, проведенные группой исследователей под руководством В.Н. Паймушина, показали, что образцы иногда разрушаются не от разрыва, а от расслоения. Причиной этого может быть потеря устойчивости волокон сжатого слоя. Рассмотрим, например, трехслойный стержень, как показано на рис.1.

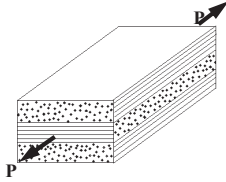


Рис. 1. Трехслойный стержень.

При растяжении вдоль образца внутренний слой испытывает сжатие, если его коэффициент Пуассона меньше, чем у наружных слоев. В результате этого, он может потерять устойчивость, отчего и может произойти отслоение внутреннего слоя от внешних.

В данной работе моделируется потеря устойчивости среднего слоя трехслойного стержня при простом растяжении. Средний слой имеет преимущественное армирование поперек оси, а верхний и нижний слои – вдоль оси как показано на рис.1.

Закон упругости для ортотропного тела имеет вид:

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_x} - \frac{\sigma_y}{E_y} \nu_{xy} - \frac{\sigma_z}{E_z} \nu_{xz} \\ \varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E_y} - \frac{\sigma_x}{E_x} \nu_{yx} - \frac{\sigma_z}{E_z} \nu_{yz} \\ \varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E_z} - \frac{\sigma_y}{E_y} \nu_{zy} - \frac{\sigma_x}{E_x} \nu_{zx} \end{cases} \quad (1)$$

Для обобщенного закона Гука справедливы соотношения:

$$\frac{\nu_{xz}}{E_z} = \frac{\nu_{zx}}{E_x}, \quad \frac{\nu_{yx}}{E_x} = \frac{\nu_{xy}}{E_y}, \quad \frac{\nu_{yz}}{E_z} = \frac{\nu_{zy}}{E_y}. \quad (2)$$

Тогда для плоского деформированного состояния (ПДС) (см. рис.2) при $\varepsilon_z = const$, согласно (1) и (2) можно получить следующую зависимость для вектора напряжений:

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon\} + \{A\} \cdot \varepsilon_z, \quad (3)$$

$$\{\sigma\}^T = \{\sigma_x, \sigma_y\}, \quad \{\varepsilon\}^T = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y\},$$

здесь «T» означает операцию транспонирования.

Матрица жесткостных характеристик [D] для ортотропного тела при ПДС имеет вид:

$$[D] = \begin{pmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & G_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{d}{ad-bc} & \frac{b}{ad-bc} & 0 \\ \frac{c}{ad-bc} & \frac{a}{ad-bc} & 0 \\ 0 & 0 & G_{xy} \end{pmatrix} \quad (4)$$

$$d = \frac{1}{E_y} (1 - \nu_{yz} \cdot \nu_{zy}), \quad b = \frac{1}{E_y} (\nu_{xy} + \nu_{xz} \cdot \nu_{zy}), \quad (5)$$

$$a = \frac{1}{E_x} (1 - \nu_{xz} \cdot \nu_{zx}), \quad c = \frac{1}{E_x} (\nu_{yx} + \nu_{yz} \cdot \nu_{zx}).$$

Вектор {A} в формуле (3) можно расписать как:

$$\{A\} = \begin{Bmatrix} b \cdot \nu_{yz} + d \cdot \nu_{xz} \\ \frac{ad-bc}{c \cdot \nu_{xz} + a \cdot \nu_{yz}} \\ \frac{ad-bc}{ad-bc} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

Построение модели основано на методе конечных элементов. В качестве подобласти был выбран шестиугольный треугольный конечный элемент второго порядка.

Согласно принципу Лагранжа, можно получить следующее выражение в матричной форме:

$$\begin{aligned} \int_V \delta \varepsilon^T \{\sigma\} dV &= \delta \{U\}^T \{P\}, \\ \int_V \delta \varepsilon^T ([D]\{\varepsilon\} + \{A\}\varepsilon_z) dV &= \delta \{U\}^T \{P\} \quad (7) \end{aligned}$$

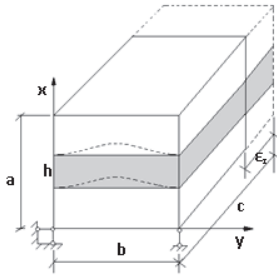


Рис.2. Модель растяжения трехслойного стержня.

Уравнение равновесия, с учетом того, что задается только ε_z , можно записать в матричной форме в виде:

$$[K]\{U\} = \{P\}, \quad (8)$$

где $[K]$ - глобальная матрица жесткости, $\{U\}$ - вектор узловых перемещений, $\{P\}$ - вектор внешних узловых сил.

Критерием разрушения считается потеря устойчивости внутреннего слоя в стержне, которое можно записать в виде:

$$|(\sigma_y^{csc})^{vnutr}| \leq \sigma_{кр}. \quad (9)$$

Для простоты примем, что внешние слои одинаковы по механическим и геометрическим характеристикам. Тогда критическое напряжение можно записать в виде [11]:

$$\sigma_{кр} = \frac{2 \cdot \sqrt{E_y^{vnutr} \cdot J_z^{vnutr} \cdot k}}{A_{vnutr}}, \quad (10)$$

где E_y^{vnutr} - модуль упругости внутреннего слоя, k - погонный коэффициент постели, $J_z^{vnutr} = c \cdot h^3 / 12$, $A_{vnutr} = c \cdot h$.

Коэффициент постели принят в виде соотношения:

$$k = \beta \cdot E_x^{nar}, \quad (11)$$

где E_x^{nar} - модуль упругости внешнего слоя, β - переводной коэффициент.

Построенная модель была оттестирована на модельных задачах о растяжении изотропной сплошной и трехслойной полос. Граничные условия были заданы, как показано на рис. 2.

Проведено сравнение численного решения с аналитическим в каждом тесте. Отличие результатов составило 1-2%.

На рис.3 представлен график зависимости напряжения сжатия в среднем слое $(\sigma_y^{csc})^{vnutr}$ от отношения коэффициента Пуассона внешнего слоя к коэффициенту Пуассона среднего слоя ν_{nar} / ν_{vnutr} .

Видно, что чем больше ν_{nar} по сравнению с ν_{vnutr} , тем больше $(\sigma_y^{csc})^{vnutr}$. Там же приведены

значения критических напряжений $\sigma_{кр1} = -0.29$ ГПа, $\sigma_{кр2} = -0.41$ ГПа, $\sigma_{кр3} = -0.58$ ГПа для соответствующих E_{vnutr} / E_{nar} , полученных при $\beta = 0.0025$.

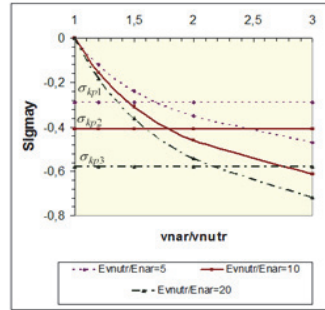


Рис.3. Зависимость напряжения сжатия $(\sigma_y^{csc})^{vnutr}$ внутреннего слоя от отношения коэффициентов Пуассона слоев ν_{nar} / ν_{vnutr} .

Кроме того, как видно из рис.3, чем больше жесткость среднего слоя по отношению к жесткости внешних слоев, тем больше напряжения сжатия испытывает внутренний слой и тем самым быстрее он может потерять устойчивость.

Далее разработана методика определения коэффициента постели при известных геометрических параметрах на основе аналитического решения для балки на упругом основании.

На основе сопоставления численного и аналитического решений для прогиба балки на упругом основании, получены зависимости для коэффициента постели от жесткостных и геометрических характеристик слоев следующего вида

$$k = k \left(\frac{h_{vnutr}}{h_{nar}}, \frac{E_{vnutr}}{E_{nar}} \right). \quad (12)$$

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.
2. Кобелев, В.Н., Коварский Л.М., Тимофеев С.И. Расчет трехслойных конструкций // Справочник. М.: Машиностроение – 1984. - 303 с..
3. Паймушин, В.Н., Бобров С.Н. Критические нагрузки шарнирно опертых трехслойных пластин симметричного строения при двустороннем сжатии одного внешнего слоя // Изв. ВУЗов, Авиационная техника. – 1985. - №2. - С. 51-55.
4. Каюмов, Р.А. Куприянов В.Н., Мухамедова И.З., Сулейманов А.М., Шакирова А.М. Деформирование представительной ячейки плеточно-тканевого композита при конечных перемещениях // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2007. - Т.13. - №2. – С. 165-173.
5. Работнов, Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела // Москва – 1979. – 744с.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, проект № 15-08-06018.

УСТОЙЧИВОСТЬ АРКИ ПРИ ЛОКАЛЬНОМ НАГРУЖЕНИИ

Каюмов Р.А.^{1,*}, Тазюков Б.Ф.²

¹КГАСУ, Казань, Россия; *kayumov@rambler.ru;

²КФУ, Казань, Россия.

Аннотация: рассмотрена задача об изгибе и упругих перескоках из одного равновесного состояния в другое тонкостенной конструкции в виде цилиндрической панели, изготовленной из композиционного материала, при различных граничных условиях.

Ключевые слова: композиционные материалы, устойчивость.

Исследуем тонкую упругую цилиндрическую панель, нагруженную распределенной по прямой линии поперечной нагрузкой P , которая приложена на расстоянии ξ_0 от центра панели. Рассмотрим задачу определения зависимости от поперечной нагрузки P перемещений W , V трехслойной панели симметричного по толщине строения. Жесткостные характеристики такой панели определяются соотношениями:

$$D = 2D_1 + D_c + 2B_1 \left(h_c + \frac{h_1}{2} \right)^2$$

$$B = 2B_1 + B_c, \quad B_1 = \frac{E_1 h_1}{1 - \nu_1^2}, \quad B_c = \frac{E_c h_c}{1 - \nu_c^2}$$

$$D_c = \frac{E_c h_c^3}{12(1 - \nu_c^2)}, \quad D_1 = \frac{E_1 h_1^3}{12(1 - \nu_1^2)}$$

Здесь h_1 – толщина оболочки, h_c – толщина заполнителя типа пенопласта, E_1, E_c – их модули Юнга, ν_1, ν_c – коэффициенты Пуассона.

Уравнения равновесия элемента (рис.1) панели имеют вид:

$$T' - \frac{b}{r} N = 0, \quad N' + \frac{b}{r} T = 0, \quad G' - bN = 0, \quad (1)$$

где T – тангенциальное усилие, N – поперечное усилие, G – изгибающий момент.

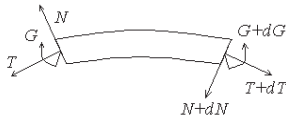


Рис. 1.

Учитывая, что начальная кривизна панели $1/r_0 = \text{const}$, из уравнений (1) получим уравнение равновесия в перемещениях:

$$w'''' + \mu^2 w'' + \mu^2 \frac{b}{r_0} = 0, \quad (2)$$

где $\mu^2 = -T b^2 / (B h^2)$ – безразмерное продольное усилие, $2b$ – ширина панели.

В левой и правой (относительно точки ξ_0 приложения нагрузки P) частях панели нормальный

прогиб w имеет вид

$$w_{\text{лев}} = c^T \cdot x + f(\xi), \quad w_{\text{пр}} = b^T \cdot x + f(\xi),$$

$$b = \{b_1, b_2, b_3, b_4\}^T, \quad c = \{c_1, c_2, c_3, c_4\}^T, \quad (3)$$

$$x = \{\cos \mu \xi, \sin \mu \xi, \xi, 1\}^T, \quad f(\xi) = -\frac{b}{r_0} \frac{\xi^2}{2}.$$

В точке ξ_0 имеем условия равенства прогибов, углов поворота, моментов и скачка перерезывающих сил слева и справа от точки приложения нагрузки:

$$w_{\text{лев}}(\xi_0) = w_{\text{пр}}(\xi_0), \quad w'_{\text{лев}}(\xi_0) = w'_{\text{пр}}(\xi_0),$$

$$w''_{\text{лев}}(\xi_0) = w''_{\text{пр}}(\xi_0), \quad w'''_{\text{лев}}(\xi_0) = w'''_{\text{пр}}(\xi_0) - p, \quad (4)$$

где $p = Pb^2 / D$ – безразмерная нагрузка.

Из (4) находим связь между векторами c и b :

$$c = b + f, \quad (5)$$

где $f = \frac{p}{\mu^2} \{-\sin \mu \xi_0, \cos \mu \xi_0, -\mu, \mu \xi_0\}^T$.

Коэффициенты b_i находим из условий закрепления краев панели.

Искомым уравнением, относительно безразмерной нагрузки $p = Pb^2 / D$ и безразмерным усилием сжатия μ , будет условие равенства в точке приложения силы касательных перемещений v , вычисленных по формулам для правой и левой частей

$$v_{\text{лев}} = \frac{D}{Kb^2} (-\mu^2)(\xi + 1) + \int_{-1}^{\xi} \frac{b}{r_0} w_{\text{лев}} d\xi - \int_{-1}^{\xi} \frac{1}{2} (w'_{\text{лев}})^2 d\xi,$$

$$v_{\text{пр}} = \frac{D}{Kb^2} (-\mu^2)(\xi - 1) + \int_{\xi}^1 \frac{b}{r_0} w_{\text{пр}} d\xi - \int_{\xi}^1 \frac{1}{2} (w'_{\text{пр}})^2 d\xi. \quad (6)$$

Условие стыковки в точке приложения нагрузки (равенство перемещения $v_{\text{лев}}(\xi_0) - v_{\text{пр}}(\xi_0) = 0$) дает квадратное уравнение относительно p :

$$\eta p^2 + \chi p + \tau = 0. \quad (7)$$

Решая уравнение (7) получаем функцию $p = p(\mu)$. Задавая разные значения для $\mu \in \left[0; \frac{3\pi}{2}\right]$ получим соответствующие значения для p .

Случай шарнирного закрепления кромок.

Граничные условия имеют вид:

$$w_{\text{лев}}(-1) = 0, \quad w_{\text{пр}}(1) = 0,$$

$$w''_{\text{лев}}(-1) = 0, \quad w''_{\text{пр}}(1) = 0. \quad (8)$$

Для случая центрального приложения силы $\xi_0 = 0$ коэффициенты b_i имеют вид:

$$b_1 = \left(-2 \frac{b}{r_0} \mu + p \sin(\mu) \right) \frac{\sec \mu}{2\mu^3}, \quad b_3 = \frac{p}{2\mu^2}, \quad (9)$$

$$b_2 = -\frac{p}{2\mu^3}, \quad b_4 = -\frac{p\mu}{2\mu^2} \left(p - \frac{b}{r_0} (2 + \mu^2) \right).$$

На рис.2 представлена зависимость $p = p(w_0)$, $w_0 = w(0)$. В отличие от известных работ [1] и [2] здесь получено, что кривая терпит скачок по w_0 при $p \neq 0$ из положения 1 в положение 2.

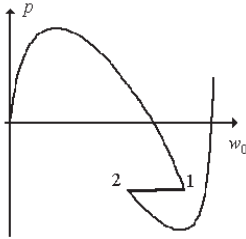


Рис. 2.

На рис.3 показано несколько форм, которые принимает цилиндрическая панель при переходе из положения 1 в положение 2.

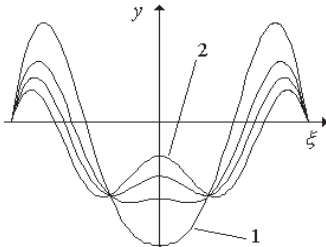


Рис. 3.

На рис.4 представлены формы панели $y = y(\xi)$ для различных значений p .

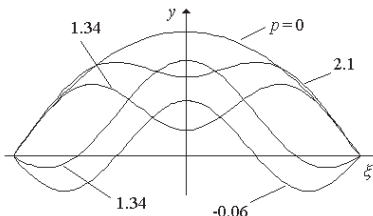


Рис. 4.

Случай жесткой заделки кромок.

В случае жесткой заделки кромок граничные условия имеют вид:

$$w_{\text{зес}}(-1) = 0, \quad w_{\text{зес}}(1) = 0, \quad (10)$$

$$w'_{\text{зес}}(-1) = 0, \quad w'_{\text{зес}}(1) = 0.$$

Для случая центрального приложения силы $\xi_0 = 0$ коэффициенты b_i имеют вид:

$$b_1 = \frac{p}{2\mu^3} \left(-\text{ctg} \mu + \cos \mu - 2 \frac{b}{r_0} \frac{\mu^2}{p} \cos \mu \right),$$

$$b_2 = -\frac{p}{2\mu^3}, \quad b_3 = \frac{p}{2\mu^2}, \quad (11)$$

$$b_4 = \frac{1}{2\mu^3} \left(\frac{b}{r_0} \mu^3 - p\mu - \left(p - 2 \frac{b}{r_0} \mu^2 \right) \text{ctg} \mu \right) + p \cos \mu.$$

На рис.5 представлена зависимость нагрузки перемещения центральной точки панели ($p = p(w_0)$, $w_0 = w(0)$). В отличие от случая шарнирного закрепления, кривая не терпит скачка по w_0 . Здесь $p > 0$ всегда, т.е. после прохлопывания пластины необходимо прикладывать нагрузку для того, чтобы она не выхлопнула обратно. На рис.6 представлены формы изогнутой пластины $y = y(\xi)$ для различных значений p .

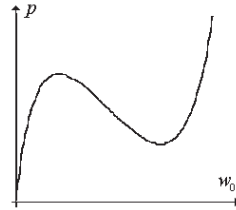


Рис. 5.

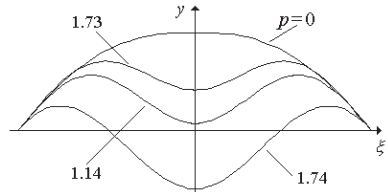


Рис. 6.

В данном случае, ввиду жесткости граничных условий, реализуется только симметричная форма потери устойчивости.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, проект № 15-08-06018.

ИЗМЕРЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ВНУТРИ МАТЕРИАЛА НИТЕНАМОТАННЫХ БАЛЛОНОВ В ПРОЦЕССЕ ИХ ИСПЫТАНИЙ ВНУТРЕННИМ ДАВЛЕНИЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОПТО-ВОЛОКОННЫХ ЛИНИЙ С БРЭГГОВСКИМИ РЕШЕТКАМИ

Козельская С.О.

АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; tsniiism@tsniiism.ru;

Аннотация: показана возможность измерения деформации внутри материала нитенамотанных изделий в процессе их испытаний с использованием измерительных линий ВБР.

Ключевые слова: деформация, напряженно – деформированное состояние, опто – волоконная линия.

Перспективным направлением в современной технике является использование композитных материалов, в т.ч. полимерных композиционных материалов, обладающих рядом преимуществ перед традиционными материалами – металлами, особенно в авиакосмических отраслях техники, машиностроении, энергетике и др. Такие материалы требуют особого подхода, новых решений при разработке и создании методов и средств оценки надежности их эксплуатации. Это вызвано большим разнообразием видов таких материалов, специфическими особенностями конструкций из них и технологией изготовления, случайным изменением физико-механических и прочностных характеристик, большим разнообразием типов дефектов, возникающих в процессе изготовления.

Повысить качество конструкций невозможно без достоверной оценки их надежности. Соответственно невозможна разработка мероприятий и технологий по повышению надежности конструкций. Одним из признаков надежности конструкций является величина деформации конструкции по всему пакету материала при ее нагружении.

В этой связи большое значение приобретают неразрушающие методы контроля и диагностики таких конструкций.

В настоящем докладе представлены результаты исследования возможности определения деформации внутри пакета материала нитенамотанных конструкций из ПКМ с использованием опто-волоконных линий с брэгговскими решетками.

Волоконная брэгговская решетка (ВБР) – периодическая структура, сформированная в сердцевине оптического волокна. ВБР способна отражать определенные длины волн света и пропускать все остальные.

Лазер периодически посылает в опто-волоконную линию несколько длин волн, ВБР отражает оптический спектр, который при нагрузка на деталь будет сдвигаться вправо или влево в зависимости от направления воздействия. На этом принципе построена система измерения деформации в точке расположения ВБР.

Цель настоящей работы: исследование возможности и отработка технологии измерения деформации внутри материала нитенамотанных изделий в процессе их испытаний с использованием

брэгговских решеток на опто-волоконных линиях. Объектом исследования являлся баллон из ПКМ, изготовленный методом мокрой намотки с металлическим лейнером.

В процессе изготовления баллона (рис.1) в различные слои были заложены оптоволоконные линии с брэгговскими решетками.

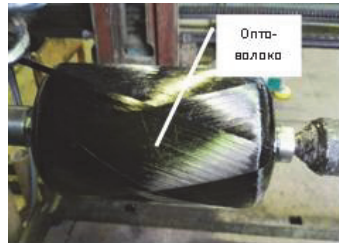


Рис. 1 – Фотография поверхности изделия в процессе изготовления (намотки) с уложенными опто-волоконными линиями

После изготовления баллоны нагружались внутренним давлением:

- разовые нагрузки;
- периодические нагрузки;
- нагрузки до разрушения.

На рисунках 2-4 приведены графики деформации от времени в некоторых точках расположения ВБР.

На рисунке 5 приведена фотография баллона после разрушения.

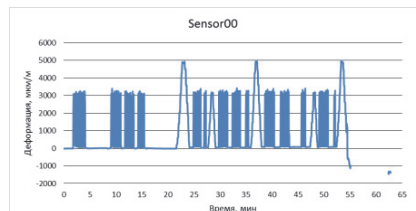


Рис. 2 – Изменение деформации от времени в процессе приложения циклической нагрузки.

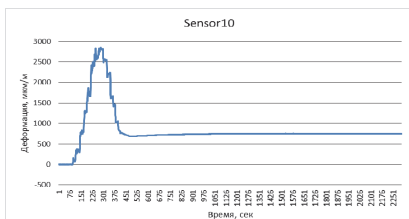


Рис. 3 – Изменение деформации от времени в процессе нагружения.

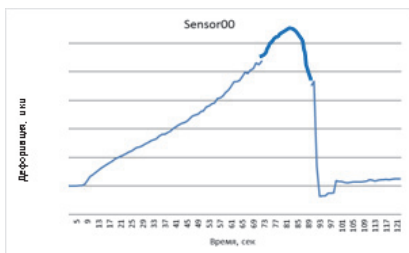


Рис. 4 – Изменение деформации от времени в процессе разрушения изделия.

Концы вмотанных оптоволоконных линий
(в металлической защитной оплетке)



Рис. 5 – Фотография изделия после разрушения

Таким образом, показана возможность измерения деформации внутри материала нитенамотанных изделий в процессе их испытаний с использованием измерительных линий ВБР отечественного производства. Измерение деформации на различных слоях изделий дает возможность определить его напряженно-деформированное состояние и найти наилучшие конструктивные и технологические параметры.

МЕТОД КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА БРОНЕЖИЛЕТОВ ПО АНАЛИЗУ ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ

Козельская С.О.

АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; tsniism@tsniism.ru;

Аннотация: Существующие методы контроля качества броневых преград на основе определения глубины проникновения снаряда (ГПС), например, в пластину за броневой преградой имеют достаточно большую погрешность и не всегда практически осуществимы. В работе предлагается новый метод оценки качества броневых преград на основе анализа динамических температурных полей, возникающих при взаимодействии ПЭ и броневой преграды. Разработано специальное аппаратное и программное обеспечение.

Ключевые слова: диагностика качества, броневая преграда, температурное поле, поражающий элемент.

В средствах индивидуальной броневой защиты и защиты различных объектов техники широкое применение находят полимерные материалы, используемые как в виде тканей из высокопрочных волокон различной природы (арамидных, сверхвысокомолекулярных полиэтиленовых), так и в виде полимерных композиционных материалов на их основе. При взаимодействии поражающих элементов (ПЭ) стрелкового и артиллерийского оружия с композитными броневыми преградами в материалах преград одновременно протекают весьма сложные, часто взаимосвязанные и взаимообусловленные, процессы, в результате которых происходит поглощение кинетической энергии ПЭ.

Существующие методы контроля качества броневых преград на основе определения глубины проникновения снаряда (ГПС), например, в пластину за броневой преградой, имеют достаточно большую погрешность и не всегда осуществимы практически.

В работе предлагается новый метод оценки качества броневых преград на основе анализа динамических температурных полей, возникающих при взаимодействии ПЭ и броневой преграды.

Схема эксперимента по измерению теплового поля преграды после взаимодействия с ПЭ приведена на рис. 1.

Устройство для стрельбы изготовлено на основе стандартной мелкокалиберной винтовки. При пересечении поражающего элемента первого оптико-электронного датчика таймер начинает работу, а при пересечении второго оптико-электронного датчика таймер выключается. Зная расстояние между датчиками и время работы таймера, скорость поражающего элемента рассчитывается по известной формуле.

При проведении экспериментальных исследований броневая преграда обстреливалась со скоростями от 260 до 760 м/с стандартными имитаторами осколка - стальными шариками диаметром 6,3 мм, имеющими массу 1,05 г. Измерение тепловых полей производилось тепловизором марки «ИРТИС-2000», интервал опроса для которого составлял (1,0...1,5) с. В качестве объекта исследования использовался четырехслойный пакет из баллистической ткани на основе арамидных волокон РУСАР. Суммарная поверхностная плотность пакета составляла 0,5 кг/м².

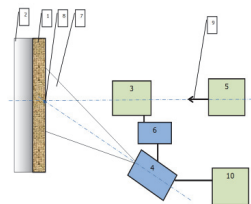
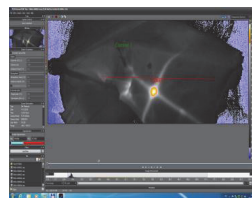
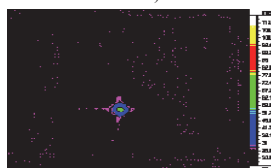


Рис. 1 - исследуемая композитная броневая преграда, 2 - слой пластины, 3 - устройство измерения скорости поражающего элемента, 4-тепловизионная система, 5 - устройство для стрельбы, 6 - устройство регистрации начала полета поражающего элемента, 7 - поле обзора тепловизионной системы, 8 - место соприкосновения поражающего элемента и поверхности композитной броневой преграды, 9 - направление движения поражающего элемента, 10 - компьютерная система.

На рис. 2 (а, б) в одинаковых масштабах приведены характерные термограммы, иллюстрирующие распределение температуры по поверхности исследуемого броневых пакета для начальной скорости ПЭ, равной 365 м/с (рис. 2, а) и 496 м/с (рис. 2, б).



а)



б)

Рис. 2. Термограммы образца из арамидной ткани после выстрела по нему стальным шариком диаметром 6,3 мм со скоростью 365 м/с (а) и 496 м/с (б)

На рис. 3 приведена зависимость относительного размера зоны вовлечения нитей в деформирование от начальной скорости ПЭ, полученная путем обработки термограмм.

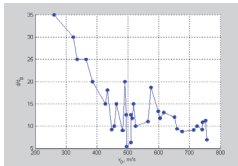


Рис. 3. Экспериментальная зависимость относительного размера зоны вовлечения в деформирование нитей арамидной ткани РУСАР от начальной скорости ПЭ

Как видно из рисунка, размер зоны вовлечения нитей в деформирование снижается с увеличением скорости ПЭ и в диапазоне скоростей (450...550) м/с достигает минимального значения.

На рис. 4 даны зависимости параметра баллистической эффективности исследуемого материала от начальной скорости ПЭ, полученные по методике, основанной на измерении работы силы сопротивления внедрения ПЭ в запреградную среду, и тепловым методом - путем обработки термограмм.

Из рис. 4 видно, что зависимости $\beta_E(v_0)$ имеют ярко выраженный статистический характер в интервале скоростей ПЭ (260...600) м/с, полученных тепловым методом, статистически значимо не отличаются от соответствующих зависимостей, полученных по методу, в котором используется запреградная среда. В окрестности начальной скорости ПЭ, равной 500 м/с, оба метода обнаруживают наличие anomalously низкой баллистической эффективности броневой преграды («окно прозрачности»). Для объяснения его существования, по-видимому, необходимо исследовать механические характеристики (прочность и податливость) арамидных текстильных структур при поперечном сжатии давлениями, уровень которых соответствует уровню давлений, возникающих при динамическом контакте с ПЭ.

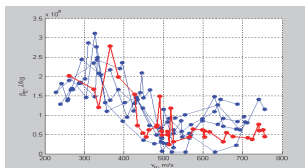


Рис. 4. Экспериментальные зависимости параметров баллистической эффективности арамидной ткани РУСАР от начальной скорости ПЭ, полученные по методу, основанному на измерении работы силы сопротивления внедрения ПЭ в запреградную среду (синие кривые) и тепловым методом (красная кривая)

При скоростях ПЭ, больших 600 м/с, тепловой метод показывает, что энергопоглощающая способность текстильной арамидной броневой преграды стабилизируется и колеблется близки некоторого постоянного уровня. Напротив, метод, использующий запреградную среду, указывает на тенденцию ее возрастания с увеличением скорости ПЭ, что может свидетельствовать о наличии дополнительных ресурсов энергопоглощения арамидных материалов при высоких скоростях взаимодействия с ПЭ. Выяснение причины такого расхождения требует проведения дополнительных исследований.

Из сопоставления рис. 3 и 4 следует, что энергопоглощающая способность текстильной броневой структуры зависит от объема материала, вовлеченного в деформирование, и возрастает с уменьшением скорости ПЭ. При высоких скоростях взаимодействия ПЭ с текстильной броневой преградой ее высокопрочные нити «не успевают» натяннуться до исчерпания их несущей способности на достаточной длине и, в связи с этим, в потенциальную энергию деформации нитей переходит относительно меньшая, чем при малых скоростях, доля кинетической энергии ПЭ.

Наличие ниспадающего участка зависимости $\beta_E(v_0)$ при малых скоростях ПЭ объясняется тем, что на этом участке не происходит пробития преграды, и ею поглощается вся кинетическая энергия ПЭ, убывающая с уменьшением его скорости.

Тепловой метод позволил произвести непосредственные измерения температуры материала броневой преграды в зоне ее контакта с ПЭ. На рис. 5 приведены зависимости максимального приращения температуры брони от начальной скорости ПЭ.

Из рисунка видно, что зависимость $\Delta T_{\max}(v_0)$ также имеет статистический характер, имея тенденцию к возрастанию с ростом начальной скорости ПЭ. В окрестности скорости $v_0 = 520$ м/с имеет место anomalously низкое приращение температуры.

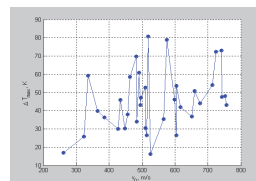


Рис. 5 - Экспериментальная зависимость максимального увеличения температуры арамидной ткани РУСАР от скорости ПЭ

Тепловизионный метод в дополнение к результатам, полученным по методу, основанному на определении энергии ПЭ, поглощаемой запреградной средой, позволил получить наглядные картины

и количественные характеристики температурных полей в зонах взаимодействия брони с ПЭ и оценить размеры этих зон при различных скоростях ПЭ.

Полученная тепловизионным методом зависимость энергии, поглощаемой преградой, от скорости ПЭ подтвердила наличие обнаруженного другими методами «окна прозрачности» - интервала скоростей ПЭ, в котором броневые преграды из арамидных материалов имеют аномально низкую энергопоглощающую способность.

Рассмотренный в данной работе метод представляется перспективным для исследования процессов взаимодействия ПЭ с броневыми структура-

ми из полимерных материалов, его использование позволит эффективно производить отбор материалов для броневого структур с целью повышения их защитных свойств.

1. Харченко Е.Ф., Ермоленко А.Ф. Изменение энергопоглощения текстильных бронематериалов в зависимости от скорости поражающих элементов// Вопросы оборонной техники. Сер. 15. Композиционные неметаллические материалы в машиностроении.- 2010. – Вып. 1(156) – 2(157).

2. Будадин О.Н., Вавилов В.П., Абрамова Е.В. Тепловой контроль. Диагностика безопасности. Под общей редакцией академика РАН Клюева В.В. - М.: Издательский дом Спектр, 2011, 171с.

ОЦЕНКА ПРЕДЕЛЬНОГО РЕСУРСА И НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ И КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОГНОСТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Козельская С.О.^{1,*}, Морозова Т.Ю.²

¹АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; *tsniism@tsniism.ru;

²Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Московский государственный технический университет радиотехники, электроники и автоматики»(МИРЭА)

Аннотация: Предлагается подход к прогнозированию предельного ресурса и надежности функционирования элементов и конструкций из полимерных композиционных материалов на основе перспективных методик (включающих элементы искусственного интеллекта на базе ИНС) и хронологического анализа результатов испытаний, диагностики и неразрушающего контроля.

Ключевые слова: предельный ресурс, надежность эксплуатации, искусственный интеллект, искусственные нейронные сети, неразрушающий контроль.

Проблема оценки эксплуатационной устойчивости и, соответственно оценки сроков хранения и безопасной эксплуатации объектов из полимерных композиционных материалов (например, несущих силовых конструкций из ПКМ) всегда была одной из важных.

В настоящее время эта задача прогнозирования в основном решается на основе испытаний изделий, а также детального изучения закономерностей физико-химических процессов старения, протекающих в ПКМ и изменения физико-механических характеристик изделий, и создания на этой базе соответствующих методов испытаний и математических моделей прогнозирования.

В настоящее время существуют подходы к оценке эксплуатационной устойчивости в изделиях из полимерных композиционных материалов.

Первый, наиболее распространенный подход основан на использовании формальных аналогий. На этом подходе построена методология существующих ускоренных испытаний (УИ). Суть этого метода прогнозирования эксплуатационной устойчивости (ЭУ) заключается в экстраполяции данных УИ на условия эксплуатации.

Второй подход, несколько реже применяемый в инженерной практике прогнозирования, заключается в экстраполяции на длительные сроки результатов опытного натурного старения, полученных, как правило, при сроках значительно меньших, чем сроки эксплуатации.

При всех положительных моментах недостатки таких подходов очевидны: для их реализации необходимы изделия (в т.ч. для разрушающих испытаний), образцы изделий, которые в процессе эксплуатации можно испытывать, кроме того, ценность УИ сильно снижается, так как сроки испытаний могут быть достаточно большими.

Все большее внимание привлекает подход к повышению достоверности оценки надежности эксплуатации (предельного срока эксплуатации) путем построения прогностических моделей [1-4] на основе многофункциональных систем, использующих соответствующие входные данные, например, результаты неразрушающего контроля (мониторинга) объ-

ектов.

Построение и развитие многофункциональных систем контроля связано с разработкой и внедрением многокомпонентных многоуровневых информационно-измерительных комплексов [7].

Для повышения эффективности прогностических моделей необходимо ввести в них элементы искусственного интеллекта, например, на основе искусственных нейронных сетей (ИНС) с сохранением частичного участия человека. В этом случае данная система будет способна к самообучению.

Задача прогнозирования предельного ресурса эксплуатации может быть сформулирована как задача аппроксимации функции многих переменных. Необходимо построить некоторое отображение $H \rightarrow Y$ такое, чтобы на каждый возможный входной образ, представленный вектором входных данных (H) формировался правильный выходной вектор прогноза (Y).

Использование искусственных нейронных сетей (ИНС) в качестве аппарата для установления зависимости между входными данными и результатами прогноза обусловлено способностями сети к параллельной и распределенной обработке информации, что позволяет значительно увеличить скорость работы алгоритма, внести элементы искусственного интеллекта и повысить эффективность прогноза. При этом нейросетевой метод моделирования не требует априорного задания вида исследуемой зависимости.

Таким образом, работа по прогнозированию предельного ресурса и надежности функционирования элементов и конструкций из полимерных композиционных материалов направлена на исследование и разработку методов построения прогностических моделей на основе искусственного интеллекта на базе хронологического анализа различных факторов, в т.ч. результатов диагностики и контроля. Некоторые предварительные исследования по данному вопросу изложены в [8,9].

При решении задачи выявления и установления причинно-следственных связей, целесообразно использовать абдуктивный метод (вывод причины из

наблюдаемого события) [10] для объяснения наблюдаемых (или установленных) фактов.

Практическая значимость систем абдуктивного вывода следует из многочисленных задач принятия решений, когда при некотором множестве фактов и соответствующего правила, получен результат-следствие. При этом множество фактов, вызвавших это следствие, неизвестны или ставятся под сомнение.

В связи с этим, актуальной является задача построения модели принятия обоснованного решения. Результатом работы данных алгоритмов является выявление причинно – следственных связей технической системы, возникающих в процессе ее работы (действия).

Для реализации рассмотренного метода прогнозирования целесообразно использовать сенсорную многоагентную систему мониторинга [5,6].

Беспроводные многоагентные системы мониторинга (БМСМ) представляют собой распределённые самоорганизующихся системы мониторинга, состоящие из множества сенсорных узлов. Совокупность объединённых между собой посредством систем связи сенсорных узлов для сбора и обработки информации с контролируемого пространства принято называть сенсорным полем или зоной чувствительности датчиков.

Основным отличием БМСМ является способ организации взаимодействия между элементами системы. В таких системах передача информации происходит не напрямую от одного элемента к другому (от D_1 к D_n), а через цепочку транзитных элементов посредников ($D_1, D_2, D_3, \dots, D_i, \dots, D_n$), находящихся в зоне доступности (R_D), как показано на рис. 1.

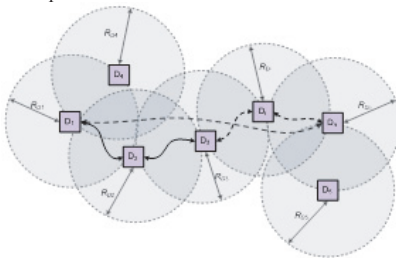


Рис. 1. Взаимодействие устройств в беспроводных многоагентных системах мониторинга

Таким образом, предлагается подход к прогнозированию предельного ресурса и надежности функционирования элементов и конструкций из полимерных композиционных материалов на основе перспективных методик (включающих элементы искусственного интеллекта на базе ИНС) и хронологического анализа результатов испытаний, диагностики и неразрушающего контроля.

Реализация предлагаемого подхода позволит создать новое поколение методов испытаний и прогнозирования эксплуатационной устойчивости с оценкой предельного ресурса эксплуатации элементов и конструкций из полимерных композиционных материалов, что в конечном счете даст дополнительную возможность для выработки практических рекомендаций по подтверждению или продлению гарантийных сроков эксплуатации.

1. Buchanan, B.G., D. Barstow, R. Bechtal, J. Bennett, W. Clancey, C. Kulikowski, T. Mitchell, and D.A. Waterman (1983). "Constructing an Expert System". In: Frederick Hayes-Roth, Donald A. Waterman, and Douglas B. Lenat (Eds.), Building Expert Systems. Addison Wesley, p. 127-167.
2. Clancey W. J. (1985). Heuristic classification. Artificial Intelligence, 27, p. 289-350.
3. Musen, M. Domain Ontologies in Software Engineering: Use of Protege with the EON Architecture // Methods of Inform, in Medicine (1998), p. 540-550.
4. Хармут Х. Теория секвентного анализа. Основы и применения. – М.: Мир, 20012. 576с.
5. Охтилев М.Ю. Интеллектуальные технологии мониторинга и управления структурной динамикой сложных технических объектов. / М. Ю. Охтилев, Б. В. Соколов, Р. М. Юсупов. – М.: Наука, 2006. – 410с.
6. Шабельников А.Н., Шабельников В.А., Ковалев С.М. Интеллектуальные системы распределенного мониторинга на основе беспроводных сенсорных сетей с использованием систем мобильных объектов. //V-я Международная научно-практическая конференция "Интегрированные модели и мягкие вычисления в искусственном интеллекте" (28-30 мая 2009) Сб. научных трудов. В 2-т., М: Физматлит, 2013.
7. Будадин О.Н., Каледин В.О., Кузьков А.А., Пичугин А.Н., Нагайцева Теоретические и экспериментальные исследования возможности теплового контроля пространственной конструкции из полимерного композиционного материала в процессе одноосного силового нагружения. - Контроль. Диагностика. - № 5 (191), 2014, с.72-81
8. Морозова Т.Ю., Бекаревич А.А., Будадин О.Н. Новый подход к идентификации дефектов материалов изделий. - Контроль. Диагностика. - № 8 (194), 2014, с.42-48.
9. Патент 2533321. Способ адаптивного прогнозирования остаточного ресурса эксплуатации сложных объектов и устройство для его осуществления. Бекаревич А.А., Будадин О.Н., Морозова Т.Ю., Топоров В.И. Опубл. 20.11.2014г., Бюл. № 32.
10. Cox P.T. and Pietrzykowski T. General diagnosis by abductive inference // Proc. IEEE Sympos. Logic Programming. San Francisco. 1987, pp. 183–189.

ОСОБЕННОСТИ МЕЖСЛОЕВОГО РАЗРУШЕНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТКАНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ ПО МОДАМ I И II

Крылов В.Д.^{1,*}, Яковлев Н.О.¹, Гуляев А.И.¹, Шуртаков С.В.¹, Тепишкина Е.С.²

¹ФГУП «ВИАМ» ГНЦ РФ, Москва, Россия; ²krylov.vladimir@gmail.com;

²МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.

Аннотация: Определены характеристики статической трещиностойкости (вязкости разрушения) ПКМ с армирующими наполнителями различной формы (равнопрочные, однонаправленные ткани, жгуты) при разрушении в условиях нормального отрыва (мода I) и поперечного сдвига (мода II). Исследованы особенности фратографии. Показано, что для ПКМ с армирующим наполнителем в виде равнопрочной ткани отношение G_{IC}/G_{IIC} ($1,2 \div 2,0$) ниже, чем для ПКМ с однонаправленной укладкой армирующего наполнителя ($2,3 \div 3,7$). При этом поверхности разрушения ПКМ на основе тканых наполнителей (ВКУ-39, БМИ-3/3692) при разрушении образца в условиях чистого отрыва или чистого поперечного сдвига имеют особенности, характерные для механизмов разрушения по I и II моде одновременно.

Ключевые слова: полимерный композиционный материал, трещиностойкость, межслоевая вязкость разрушения, метод DCB, метод ENF, фратография.

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) широко применяют в различных отраслях промышленности, в том числе в авиационной для изготовления слабо и средненагруженных конструкций. Одной из важных характеристик ПКМ является характеристика трещиностойкости – межслоевая вязкость разрушения (G_C). При квалификации материалов определяют характеристики трещиностойкости по модам I и II [1, 2].

В рамках данной работы проведены испытания ПКМ «табл. 1»:

- на межслоевую вязкость разрушения в условиях отрыва (мода I, метод DCB, ASTM D5528);
- на межслоевую вязкость разрушения в условиях поперечного сдвига (мода II, метод ENF, ASTM D7905).

Испытания проводили на универсальной электродинамической испытательной машине Instron ElectroPuls E10000, исследование изломов – на растровом электронном микроскопе Zeiss EVO MA 10. На всех приведенных далее микрофотографиях изломов направление движения магистральной трещины – снизу вверх.

По определенным характеристикам трещиностойкости было рассчитано отношение G_{IIC}/G_{IC} , которое для ПКМ на основе тканых наполнителей составило от 1,24 до 2,02, а для ПКМ на основе жгутов и однонаправленных тканей – от 2,31 до 3,69.

Табл. 1. Межслоевая вязкость разрушения ПКМ.

Материал	Армирующий наполнитель	G_{IC}^* , кДж/м ²	G_{IIC}^* , кДж/м ²	G_{IIC}/G_{IC}
ВПС-47/7781	Равнопрочные ткани Porcher	0,88	1,26	1,5
БМИ-3/3692		0,29	0,54	1,8
ВКУ-39		0,97	1,82	1,9
ВПС-48/7781	Углеродный жгут	1,06	2,15	2,1
ВКУ-25		0,38	0,92	2,4
ВКУ-28		0,25	0,78	3,0
ВКУ-27л	Однонаправленная ткань	0,28	0,86	3,0
ВКУ-29		0,68	2,42	3,5

* – приведены средние значения

Анализ фратограмм показал, что, на поверхностях разрушения стеклопластиков ВПС-47/7781 и ВПС-48/7781 по моде II наблюдаются характерные для данной моды разрушения типовые гребнеобразные структуры («рис. 1, а»), формирование которых связано с возникновением полостей под углом около 45° к плоскости магистральной трещины из-за напряжений сдвига в зоне перед магистральной трещиной. При расслоении по моде I («рис. 1, б») наблюдается характерный для данного типа разрушения менее выраженный рельеф, чем при расслоении по моде II.

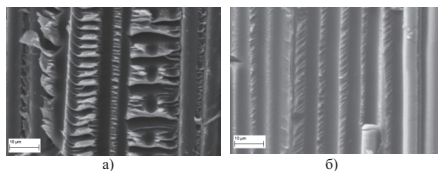


Рис. 1. Поверхности разрушения стеклопластика ВПС-47/7781 по модам II (а) и I (б)

В тоже время для ряда ПКМ на основе тканых наполнителей при разрушении по чистой моде (или моде I, или моде II) в изломе наблюдаются особенности, характерные для мод I и II одновременно. Так участки разрушения ВКУ-39 по моде II по основе, представленные репликами углеродных волокон в непрерывной фазе термопласта, практически не содержат гребнеобразных структур в межволоконных областях. Для поверхности разрушения по утку наблюдается относительно гладкий рельеф, при этом выявлены некоторые фратографические особенности, характерные для моды I: отслаивание непрерывной фазы термопласта от эпоксидных доменов, отсутствие наволакивания («рис. 2»).

При нагружении углепластика БМИ-3/3692 по моде II на участках начала движения трещины по основе наблюдаются как плато («рис. 3», характерные для разрушения по моде I, так и гребни, характерные для разрушения по моде II. На участках окончания движения трещины по основе гребни

практически отсутствуют. При нагружении углепластика БМИ-3/3692 по моде I распространение трещины по жгутам основы начинается одновременно по механизмам I и II мод, а заканчивается по моде I.

Морфология поверхностей разрушения по утку при расслоении по моде II «рис. 4, а» и по моде I «рис. 4, б» во многом схожа, что может указывать на схожий характер распространения трещин по утку независимо от схемы нагружения образца.

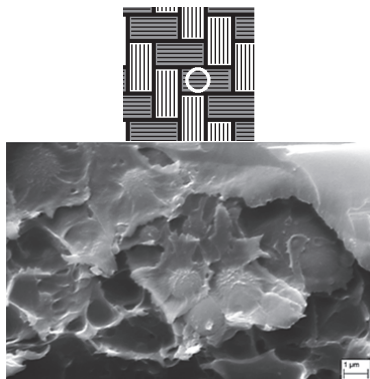


Рис. 2. Поверхности разрушения углепластика ВКУ-39 при разрушения по моде II

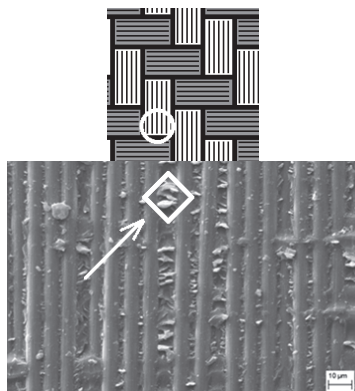


Рис. 3. Поверхности разрушения углепластика БМИ-3/3692 при разрушения по моде I (стрелкой показаны гребни)

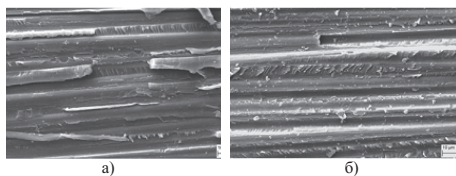


Рис. 4. Поверхности разрушения углепластика БМИ-3/3692 по утку при разрушения по модам II (а) и I (б)

Таким образом, выявлено, что для ПКМ на основе тканых наполнителей (ВКУ-39, БМИ-3/3692) при нагружении в условиях чистых отрыва или поперечного сдвига на поверхности разрушения наблюдаются особенности, характерные для механизмов разрушения по I и II моде одновременно. Вероятно, это приводит к росту определяемого значения межслоевой вязкости разрушения по моде I (за счет вклада моды II) и снижению – значения для моды II (за счет вклада моды I), что обуславливает меньшие значения отношения G_{IIc}/G_{Ic} для ПКМ на основе тканей по сравнению с ПКМ на основе жгутов и однонаправленных тканей.

Работа выполнена с использованием оборудования ЦКП «Климатические испытания ФГУП «ВИАМ».

1. Крылов В.Д., Яковлев Н.О., Курганова Ю.А., Лашов О.А. Межслоевая трещиностойкость конструкционных полимерных композиционных материалов //Авиационные материалы и технологии. 2016. 2016. № 1. С. 79–85
2. Яковлев Н.О., Луценко А.Н., Артемьева И.В. Методы определения межслоевой трещиностойкости слоистых материалов // Все материалы. Энциклопедический справочник. Комментарии к стандартам, ТУ, сертификатам. 2015. № 10. С. 7–14.
3. Гуляев А.И., Яковлев Н.О., Крылов В.Д., Шуртаков С.В. Микромеханика разрушения углепластиков при расслоении по модам I и II //Материаловедение. 2016. № 2. С. 13–22.

СОВРЕМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НЕРАЗРУШАЮЩЕГО КОНТРОЛЯ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Кульков А.А., Будадин О.Н.^{*}, Козельская С.О.
АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; ^{*}tsniism@tsniism.ru;

Аннотация: Описаны современные технологий неразрушающего контроля и технической диагностики конструкций из полимерных композиционных материалов, разработанные на базе АО ЦНИИСМ, включающие этапы: исследования объектов контроля, моделирование технологий контроля, разработка методов обнаружения и распознавания дефектов, создание методов и средств НК и ТД, комплексирование информации многоканального НК и оптимизации работы операторов.

Ключевые слова: методы неразрушающего контроля, полимерные композиционные материалы

Приведены результаты исследований по созданию новых технологий неразрушающего контроля на базе АО ЦНИИСМ и возможности применения комплексирования результатов для повышения достоверности результатов контроля и оценки надежности контролируемых изделий.

Проведенные исследования позволили разработать схему создания и отработки технологий неразрушающего контроля.

Первый этап создания технологии НК – исследование реальных внутренних дефектов в изделиях по специально разработанной методике.

Детальное исследование дефектов заключалось в анализе конфигурации, типов дефектов, глубины их залегания и раскрытия, в результате чего определяются эти параметры, которые находятся в основании разрабатываемых технологий НК.

Следующий этап – разработка методов обнаружения и распознавания дефектов.

Важность решения этого вопроса усиливается тем, что наряду с определением факта наличия или отсутствия дефектов, для диагностики поведения контролируемого изделия, имеющего дефекты, в штатном режиме необходимо определить основные характеристики найденных дефектов, что в частном случае предполагает решение задачи распознавания образов. Этой проблеме посвящено достаточно большое количество работ. Например, для ПКМ исследовались следующие наиболее информативные (по предварительным исследованиям) параметры дефектоскопии:

1. Спектральные.
2. Кепстральные.
3. Взаимокорреляционные.
4. Авторегрессионные (входная последовательность $\{\eta_n\}$ и выходная последовательность $\{x_n\}$, которые используются для моделирования данных, связаны линейным разностным уравнением).
5. Параметры дефектоскопии, моделируемого рядами Вольтера.

Определяются характеристики, которые целесообразно использовать в качестве информативных при проведении контроля.

Проведены исследования распознавания мало-размерных дефектов в условиях неопределенности их формы в процессе автоматизированного неразрушающего контроля.

Исследован и разработан метод распознавания об-

разов и классификации дефектов в сложных конструкциях на основе метода векторного квантования.

Исследован метод безэталонного определения порогового значения сигнала при автоматизированном неразрушающем контроле, в т.ч. тесты на бимодальность и двухэтапная процедура определения порогового значения сигнала. Необходимым свойством теста на бимодальность является непараметричность, т.е. его независимость от конкретного вида распределения которому подчиняется выборка, при этом от функции распределения зачастую требуется только ее существование и непрерывность. Определен тест на бимодальность для одномерных данных.

Рассмотрено влияние уровня шумов на возможность обнаружения дефектов пороговым методом.

Проведены исследования и разработан метод определения интервалов измерений в процессе автоматизированного неразрушающего контроля изделий.

Показано, что оптимальный интервал измерений определяется путем решения уравнения.

После решения общих вопросов обнаружения и распознавания дефектов наступает этап создания технологий обнаружения дефектов в материалах и конструкциях различными методами неразрушающего контроля. Здесь в первую очередь решаются задачи моделирования процесса контроля, определение оптимальных режимов обнаружения дефектов, разработка программно-аппаратных средств.

Для обеспечения применения ультразвукового контроля решены задачи моделирования процесса возбуждения и распространения упругих волн в цилиндрической оболочке путем исследования модовой структуры поля в слоистой среде пластик-резина на основе потенциалов, деформации и напряжения в слоях, и далее, решена задача рассеяния упругих волн на дефектах типа «непроклей» между слоями пластика и между пластиком и резиноподобным покрытием путем возбуждения пластиночных мод сосредоточенной силой, приложенной к поверхности пластины. Исследования позволили оптимизировать технологию процесса контроля и определить оптимальные параметры ультразвукового тракта.

Проведено моделирование процесса теплового контроля многослойных конструкций из ПКМ. Это

позволило, во-первых, оптимизировать технологические параметры контроля, во-вторых, создать метод «тепловой томографии» на основе решения специализированных обратных задач нестационарного процесса теплопередачи - определение пространственных характеристик дефектов в изделиях из ПКМ, на основе трехмерного математического моделирования.

Аналогично проведены теоретические исследования рентгеновского, радиоволнового и голографического методов неразрушающего контроля.

Проведенный комплекс работ позволил создать квазиоптимальные технические и программные средства и разработать технологии (методики) неразрушающего контроля материалов и конструкций из ПКМ сложных пространственных форм.

Разработана и внедрена специализированная автоматизированная система контроля мало и среднегабаритных изделий сложной формы поверхности, включающая автоматизированную механическую систему контроля с компьютерным управлением и специальные программные средства обнаружения и распознавания дефектов.

Система осуществляет сканирование поверхности бесконтактными ультразвуковыми преобразователями с формированием матрицы информационного параметра. Далее следует обработка результатов контроля и формирование итоговых документов.

Под управлением микропроцессорной системы приемная и передающая антенны синхронно и соосно сканируют сферическую поверхность изделия. В процессе сканирования измеряется коэффициент ослабления сигнала, величина которого записывается в память компьютера. По завершению сканирования поверхности формируется протокол (поле) ослаблений величины радиосигнала и делается заключение о качестве изделия.

Для обеспечения ручного контроля крупногабаритных многослойных конструкций из ПКМ разработана специальная система ориентации ультразвуковых преобразователей (погрешность соосности не более 0,5 мм) с радиосвязью между операторами.

Технические и программные средства системы ориентации ультразвуковых преобразователей в настоящее время применяются при дефектоскопии крупногабаритных конструкций из ПКМ в цеховых условиях.

Проблема измерения толщины резиноподобного покрытия на металлической форме и на полимерной подложке решена посредством специальной методики и аппаратуры вихретокового контроля.

Для неразрушающего контроля перспективных конструкций материалов из ПКМ разработаны

новые методы и средства неразрушающего контроля.

Установка ультразвуковой томографии. Ее отличительная особенность – обнаружение сплюснутых дефектов в материале. Принцип действия основан на возбуждении УЗ волн в материале и регистрации

температурного поля, которое возникает от трения стенок дефектов.

Для контроля сложных конструкций разработан метод голографической интерферометрии с тепловым или механическим силовым нагружением контролируемых изделий.

Проблемы безопасности сосудов, работающих под внутренним давлением занимают особое важное место. Для диагностики качества таких сосудов разработана технология, включающая их нагружение тепловой водой и регистрацию температурного поля поверхности. При таком способе контроля микродефекты конструкции проявляются в виде температурных аномалий.

Эксперименты и теоретические исследования показали, что, начиная с давления 5-10% от максимально допустимого, тепловой контроль обеспечивает достоверное обнаружение дефектов и их идентификацию с погрешностью не более 15%.

Большое количество задач оценки надежности эксплуатации конструкций из ПКМ связано с определением внутренних концентраторов напряжений в материале. Для обнаружения внутренних локальных областей концентраторов напряжений разработан метод, основанный на регистрации температурных полей поверхности материала конструкции в процессе ее механического нагружения, образующихся вследствие выделения энергии при микроразрушениях структуры ПКМ. Термограммы сложных конструкций, полученные в процессе их механического нагружения, имеют ярко выраженные температурные аномалии в местах нарушения внутренней структуры.

Проведенные исследования показали, что разработанным тепловым методом возможно проводить диагностику качества сложных конструкций из ПКМ на основе определения местонахождения внутренних концентраторов напряжения и прогнозировать предельную величину нагружения, либо количество циклов нагружения не доводя изделия до разрушения. Это дает возможность прогнозирования ресурса безопасной эксплуатации конструкций из ПКМ в процессе их реальной эксплуатации.

Еще одной перспективной областью применения теплового контроля является диагностика технического состояния плоских стеклопластиковых нагревателей (НЭСТ) на основе оперативной регистрации и анализа динамических температурных полей поверхности.

Для повышения достоверности результатов контроля сложных конструкций из ПКМ разработаны математические методы комплексирования информации (многоканального неразрушающего контроля). Наличие многих методов неразрушающего контроля не случайно: оно свидетельствует об отсутствии универсальных методов. Часто только рациональный выбор их комплексов позволяет достичь требуемого результата при неразрушающем контроле. Под комплексированием устройств НК понимается их объединение в

комплексную систему, осуществляющую совместную обработку информации и обеспечивающую повышение достоверности, помехозащищенности и надежности.

Одно из наиболее сильных влияний на качество результатов диагностики оказывает квалификация специалистов, осуществляющих контроль. Квалификация специалистов обеспечивается как их специализированным обучением, так и опытом практической работы. Поэтому о качестве обучения специалистов можно судить по качеству выполняемой ими работы, в т.ч. по величине погрешности получаемых результатов контроля.

Актуальна задача разработки объективной методики оценки качества работы и обучения операторов – специалистов неразрушающего контроля по анализу погрешности полученных ими результатов контроля.

Для решения этих задач разработан и внедрен специальный метод повышения достоверности результатов неразрушающего контроля путем оптимизации

функционирования операторов неразрушающего контроля на основе методов статистического анализа и оптимального управления.

Выбран и идентифицирован обобщенный критерий оценки качества управления процессом неразрушающего контроля, позволяющий классифицировать способы управления по степени их «агрессивности» по отношению к процессу контроля в рамках решения ими вопросов, как безопасного оперативного управления, так и качества готовой продукции. Это позволяет оценить квалификацию оператора и принять управляющие решения по повышению качества контроля.

Более подробно рассмотренные вопросы изложены в работе: Барынин В.А., Будадин О.Н., Кульков А.А. Современные технологии неразрушающего контроля конструкций из полимерных композиционных материалов. – М.: ИД «Спектр», 2013.-243с: ил. и цв. вкл. 16с.

ТЕПЛОВОЙ МЕТОД И СРЕДСТВА ДИАГНОСТИКИ НАДЕЖНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПРОЦЕССЕ СИЛОВОГО НАГРУЖЕНИЯ ПО АНАЛИЗУ ДИНАМИЧЕСКИХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ

Кульков А.А.¹, Будадин О.Н.^{1,*}, Козельская С.О.¹

¹АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; *tsniism@tsniism.ru;

Аннотация: Разработана методика теплового контроля и диагностики технического состояния сложных пространственных конструкций из композитных материалов (КМ) на основе регистрации информации о динамических температурных полях, обусловленных наличием концентраторов напряжений (образованием микроразрушений) в условиях силового нагружения контролируемых изделий.

Ключевые слова: диагностика надежности, силовое нагружение, температурные поля, композитные материалы.

В настоящее время имеет место ускоренное внедрение полимерных композиционных материалов (ПКМ) в различные области техники: авиация, космос, трубопроводные системы, ракетостроение и т.п. Преимущества ПКМ перед, например, традиционными металлами заключаются, в том числе, в возможности создания сложных пространственных структур с оптимальным соотношением массогабаритных и прочностных характеристик (например, сетчатых конструкций) при относительно низкой трудоемкости.

При производстве изделий из полимерных композиционных материалов (ПКМ) актуальна проблема выходного контроля качества. Важнейшей составляющей качества является прочность конструкции, которая менее стабильна, чем при использовании традиционных однородных материалов. Это связано с тем, что композиционный материал создается одновременно с конструкцией, и на его физико-механические характеристики оказывают влияние многочисленные факторы технологического характера: разориентация волокон, некачественное аппретирование, попадание частично «заболенного» связующего, неполное удаление пузырьков при формировании и т.п. Уменьшение вредного влияния подобных факторов составляет предмет пристального внимания технологов, но полностью они никогда не устраняются. Существенно, что при выходном контроле качества вид таких дефектов и конкретные механизмы разрушения практически малоинтересны, а более важно оценить их опасность для прочности конкретного экземпляра изделия.

В настоящей работе рассматривается метод контроля, основанный на измерении косвенных проявлений разрушений, происходящих на структурном уровне материала. Такие микрповреждения материала не являются недопустимыми при эксплуатации конструкции; известно, что их начальное образование происходит при уровнях нагрузки, в несколько раз меньших предельных. С другой стороны, накопление микрповреждений сопровождается выделением тепла, что позволяет обнаружить зоны, в которых эти повреждения накапливаются наиболее интенсивно. Это дает возможность, во-первых, определять места концентрации напряжений (потенциально опасные области), во-вторых, опреде-

лять места разрушения изделий не доводя сами изделия до разрушения.

Обзор литературных источников не позволил выявить технологии теплового контроля с выходом на оценку надежности конструкций из ПКМ, прогнозистика которого делается на основе анализа температурного поля.

Разработана математическая модель тепловыделения при однородной квазистатической деформации композиционного материала – при накоплении повреждений в материале.

Исследования показали, что при макроразрушении в небольшом объеме очага разрушения выделяется в виде тепла энергия, запасенная в виде энергии упругой деформации во всем испытываемом образце.

Разработан метод определения коэффициентов аппроксимации диаграммы деформирования.

На основе проведенных исследований осуществлено моделирование нестационарных температурных полей в конструкциях из ПКМ с концентраторами напряжений (микротрещинами) с учетом кондуктивного теплопереноса, конвективной теплоотдачи и с учетом теплового эффекта накопления микродефектов.

На основе разработанной модели проведены теоретические исследования процесса диагностики конструкций из ПКМ при их равномерной деформации. Исследования позволили определить наилучшие инженерные решения по параметрам нагружения изделий и регистрации информации.

По результатам проведенных исследований разработаны требования к методике и программно-аппаратным средствам диагностики технического состояния конструкций из ПКМ на основе теплового контроля, на базе которых проведены соответствующие исследования.

Методика контроля включает три этапа.

Этап 1 - установление коэффициента теплового эффекта материала изделия, путем проведения идентификационных экспериментов: получение диаграммы деформирования и определение необратимо рассеянной энергии; определение коэффициента теплового эффекта, характеризующего долю необратимо рассеянной энергии.

Этап 2 - определении нормального температурного

поля, возникающего за счет тепловыделения при статическом деформировании контролируемого элемента конструкции с учетом рассчитанной концентрации напряжений. Нормальное поле учитывает внутреннее тепловыделение, кондуктивный теплоперенос в материале и теплоотвод с поверхности в окружающую среду при проведении испытаний – эталонное поле.

Этап 3 - нагружение контролируемого конструктивного элемента с постоянной скоростью до 50% уровня предельной нагрузки. Одновременно с нагружением измеряется температурное поле, которое сравнивается с эталонным. Наличие концентраторов напряжений, не предусмотренных проектом, устанавливается по аномалиям температурного поля. Количественная оценка аномалии определяется из зависимости температуры от деформации, найденной на втором этапе.

Выводы.

1. Разработана и внедрена методика и программно-аппаратные средства компьютерного теплового контроля и диагностики технического состояния сложных пространственных конструкций из ПКМ на основе регистрации информации о динамических температурных полях, обусловленных наличием концентраторов напряжений (образованием микро-разрушений) с обработкой информации специальными разработанными методами и программой в условиях силового нагружения контролируемых изделий.

2. На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработано специальное алгоритмическое и программное обеспечение, решающее задачи обнаружения дефектов по результатам теплового контроля с использованием алгоритмов векторного квантования и самоорганизующихся карт, методов комплексирования информации и обработки многопараметровой информации. Программа использует интеллектуальные алгоритмы, а также простой графический интерфейс для возможности работы оператора без его предварительной подготовки.

3. Разработана реологическая математическая модель, описывающая процесс образования внутренних тепловых источников в полимерном композиционном материале в процессе их силового нагружения на основе процесса образования микро-разрушений и формирования динамических температурных полей на

поверхности конструкции теплового контроля. При этом показана характерность необратимого рассеяния энергии при статическом нагружении с постоянной скоростью деформации, сопровождаемое тепловым эффектом. Для расчета необратимо рассеянной энергии предложена аппроксимация диаграммы одноосного деформирования в виде экспоненциальной функции, описывающая уменьшение модуля упругости при деформации и асимптотическое приближение касательного модуля к постоянной величине.

4. Теоретические исследования показали, что - условная температура (отношение рассеянной энергии к теплоемкости) до начала образования магистральной трещины достигает от 2 до 5,5 градусов. Адиабатическая температура, учитывающая потери энергии на накопление локальных микроповреждений, достигает 1-2 градусов, что вполне может регистрироваться термографической или тепловизионной техникой, при этом при однородном поле деформаций стадия накопления микродефектов характеризуется однородным по образцу полем температуры.

- на стадии накопления микродефектов из всей необратимо рассеянной механической энергии порядка 40% идет на нагрев материала, а 60% - на разрушение (увеличение концентрации дефектов), при этом потери температуры на теплоотдачу в окружающую среду не превышают сотых долей градуса.

- неоднородность поля деформаций при наличии концентратора напряжения приводит к неравномерному тепловыделению в материале. Различие между адиабатической температурой вблизи концентратора и фоновым значением при коэффициенте концентрации, равном 3, составляет 1,5-2,5 градуса при уровне деформации 50-60% от предельной.

- зависимость адиабатической температуры от деформации имеет характер, близкий к квадратичной функции.

5. Признаки наличия концентраторов напряжения в изделии в виде достоверно идентифицируемых температурных аномалий ($\Delta T \geq 1,5^\circ$) фиксируются при деформации не более 55% от предельной с погрешностью ($\pm 4\%$), что позволяет оценивать качество изделия, не доводя его до разрушения.

МОДЕЛЬ КОМПОЗИТА С СИСТЕМОЙ ЛЕНТОЧНЫХ УСИЛЕНИЙ

Кундрат А.М.

Национальный университет водного хозяйства и природопользования, г. Ровно, Украина, Riyl@ua.fm.

Аннотация: Исследуется напряженно-деформированное состояние упругого массива с системами жестких ленточных включений в условиях продольного сдвига. Проанализировано влияние взаимосвязанности и количества включений на примере их коллинеарного и параллельного расположения. Вычислены скачки напряжений и коэффициенты интенсивности напряжений в окрестностях вершин включений, представлены графики перемещений композита.

Ключевые слова: упругое тело, продольный сдвиг, включение, скачок напряжений, коэффициент интенсивности

Введение

Физико-механические свойства структурно-неоднородных материалов, в частности армированных, зависят от взаимосвязанного влияния характеристик созданной композиционной структуры. В случае необходимости повышенных жесткостных свойств элементы арматуры связывают в единый каркас, что обуславливает решение новых задач.

При изучении напряженного состояния тела широко используемой моделью является антиплоская деформация упругого тела армированного чужеродными включениями. Систематические исследования таких массивов со связанными жесткими включениями в общей постановке представлены в работах [1-3], где на примерах коллинеарных и параллельного расположения лент при нагрузке однородным полем напряжений на бесконечности [1, 2] и при вытягивании погонными силами, приложенными непосредственно к включениям [3], исследовано влияние связанности. Отдельно рассмотрены наиболее опасная ориентация однородного сдвига для диады произвольно расположенных лент [4] и тонкостенных высокомодульных фасонных профилей [5]. Анализ результатов этих работ свидетельствует о значительном улучшении физико-механических свойств конструкций, в частности повышение их жесткости в результате связанности даже отдельных армирующих элементов. Но с другой стороны это приводит к увеличению концентрации напряжений в массиве, и следовательно к возможному преждевременному разрушению.

Целью работы является исследование эффектов связанности ленточной арматуры на задачах продольного сдвига упругого тела с системой взаимонеподвижных включений.

Постановка и интегральные уравнения задачи

Рассмотрим изотропное тело $(x, y, z) \in \mathbf{R}^3$, армированное системой параллельных бесконечно тонких туннельных включений, протяженными вдоль оси z . Сечения включений в плоскости xy – это отрезки L_k с размерами $2l_k$ ($k = \overline{1, N}$). Принимаем, что включения являются абсолютно жесткими и находятся в идеально механическом контакте с матрицей. Исследуется напряженно-деформированное состояние композиции, вызванное однородным полем касательных напряжений на бесконечности.

Краевая задача антиплоской деформации для массива с взаимонеподвижными недеформированными включениями имеет вид [1]:

$$\mu \nabla^2 w = 0, \quad (x, y) \in \mathbf{R}^2 \setminus \bigcup_{k=1}^N L_k;$$

$$\frac{\partial w}{\partial s} = 0, \quad (x, y) \in L_k, \quad k = \overline{1, N};$$

$$\mu \frac{\partial w}{\partial x} = \tau_1^\infty, \quad \mu \frac{\partial w}{\partial y} = \tau_2^\infty, \quad (x, y) \rightarrow \infty$$

с дополнительными условиями отсутствия взаимных перемещений и глобального равновесия системы связанных между собой в единый каркас включений соответственно:

$$w_j - w_k = 0, \quad (x, y) \in L_j, L_k, \quad j \neq k;$$

$$\sum_{k=1}^N \int_{L_k} [\tau_{nz}]_k(s) ds = 0. \quad (1)$$

Здесь $w = w(x, y)$ – z -компонента вектора перемещения, μ – модуль сдвига материала матрицы, $\nabla^2 = \partial^2 / \partial x^2 + \partial^2 / \partial y^2$ – оператор Лапласа, $[\tau_{nz}]_k$ – скачки напряжений на включениях, n, s – нормаль и касательная к контуру.

В случае несвязанных включений вместо условий (1) принимают:

$$\int_{L_k} [\tau_{nz}]_k(s) ds = 0, \quad k = \overline{1, N}.$$

Исследуем системы прямолинейных включений, параллельных оси абсцисс.

Числовые решения сформулированных краевых задач строили методом сингулярных интегральных уравнений с использованием алгоритма механических квадратур. За найденными функциями скачка напряжений вычислялись коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) в окрестностях вершин включений

$$k_{\pm k}^{\pm} = \pm \frac{1}{2\sqrt{l_k}} \lim_{x \rightarrow \pm l_k} \sqrt{l_k^2 - x^2} [\tau_{yz}]_k(x)$$

и упругие перемещения композиции относительно начала координат: $\tilde{w}(x, y) = w(x, y) - w(0, 0)$.

Рассмотрим частные случаи расположения включений с одинаковыми размерами $2l_k = 2l$.

Система коллинеарных включений

Рассмотрим систему пяти коллинеарных

включений, размещенных по оси абсцисс на расстоянии d друг от друга с геометрическими центрами $(x_k, 0)$, $x_k^0 = (k-3)d$, $k = \overline{1, 5}$ (рис. 1, $N = 5$). Взаимное расположение включений описывали безразмерным параметром $\lambda = 2l/d$. Результаты расчетов сравнивали с полученными для двух и для одного включений [1] согласно схемы на рис. 1 ($N = 2$, $N = 1$).

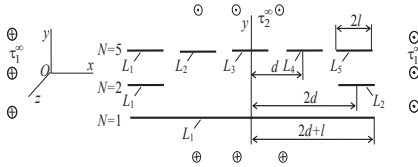


Рис. 1. Схема расположения коллинеарных включений.

Зависимости КИН от параметра сближения, для связанных и несвязанных лент представлены на рис. 2а, 2б соответственно.

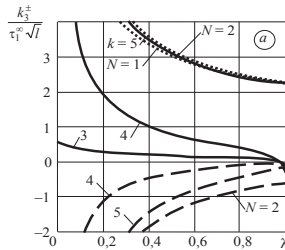


Рис. 2а. Коэффициенты интенсивности напряжений для связанных лент; сплошные линии – правые, а штриховые – левые вершины включений при $N = 5$, пунктирные – $N = 1$ и $N = 2$.

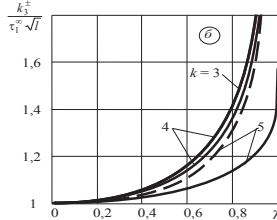


Рис. 2б. Коэффициенты интенсивности напряжений для несвязанных лент. Обозначения соответствуют Рис. 2а.

Эффект связанности хорошо видно на графиках относительного перемещения точек упругого массива рис. 3а, 3б для близко расположенных включений.

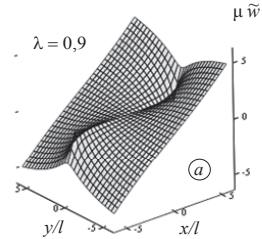


Рис. 3а. Перемещения массива для связанных лент.

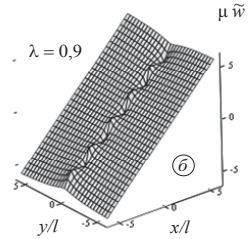


Рис. 3б. Перемещения массива для несвязанных лент.

Система параллельных включений

Рассмотрим пять включений с центрами $(0, y_k^0)$, $y_k^0 = (k-3)d$, $k = \overline{1, 5}$ расположены параллельно оси абсцисс (рис. 4). Смещение точек пространства параллельно плоскости вызвано однородным полем напряжений на бесконечности $\tau_1^\infty \neq 0$, $\tau_2^\infty = 0$ (рис. 4). В этом случае связанность лент явно не влияет на решение задачи [1, 4].

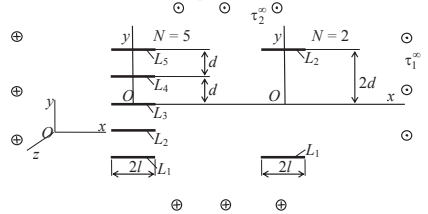


Рис. 4. Схема задачи для параллельных лент.

Вследствие симметричности исследовали три верхних включения согласно схемы рис. 4. С увеличением расстояния между включениями КИН возрастает (рис. 5) и в системе из пяти включений в вершинах крайних лент по сравнению с внутренними является всегда большим. В системе из двух лент ($N = 2$) интенсивность напряжений в вершинах больше против максимальных в системе из пяти, наличие дополнительной арматуры в этом случае разгружает композицию.

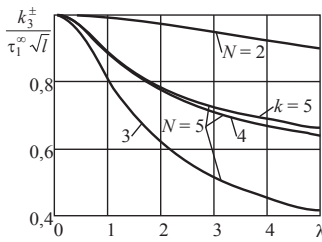


Рис. 5. Коэффициенты интенсивности напряжений.

На рис. 6 представлены относительные перемещения матрицы при фиксированном расстоянии между лентами ($d = 4l$).

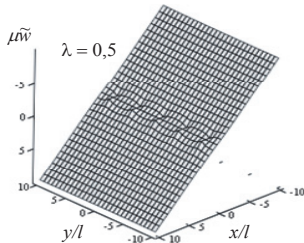


Рис. 6. Перемещения точек упругого массива.

При смещении массива параллельно плоскости xz ($\tau_1^\infty = 0$, $\tau_2^\infty \neq 0$), получаем систему однородных интегральных уравнений с неоднородными дополнительными условиями для неподвижных включений.

С увеличением взаимного расстояния между связанными включениями КИН возрастает (рис. 7) и в вершинах крайних включений по сравнению с внутренними всегда больше.

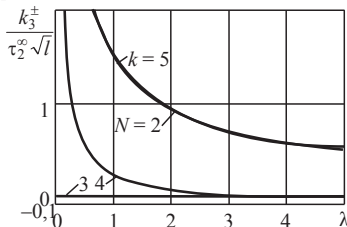


Рис. 7. Коэффициенты интенсивности напряжений.

Преобладающее влияние крайних лент на возмущения напряженного состояния свидетельствует график перемещения точек упругого массива (рис. 8).

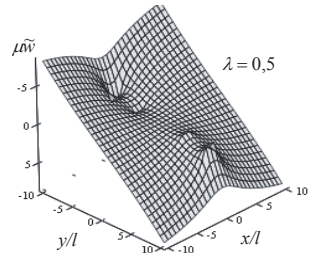


Рис. 8. Перемещения точек упругого массива.

Для несвязанных включений задача о возмущениях имеет ожидаемое тривиальное решение $[\tau_{yz}]_k = 0$, $k = \overline{1, 5}$, а сами включения получают перемещение: $w(x, y_k^0) = (\tau^\infty / \mu)(k - 3)d$, $x \in (-l, l)$, $k = \overline{1, 5}$.

Выводы

Композиционный материал со связанной ленточной арматурой смоделировано упругой средой с системой взаимонеподвижных жестких туннельных усилений. Сформулирована краевая задача антиплоской деформации изотропного тела с системами недеформируемых включений. Построены и проанализированы численные решения для пяти коллинеарных и параллельных ленточных включений в условиях однородного сдвига на бесконечности.

Установлено, что напряженно-деформированное состояние композиции из взаимосвязанной ленточной арматурой имеет существенные отличия по сравнению со случаем разделенного армирования. Проведенные исследования дают возможность предсказывать и оптимизировать прочностные и деформативные характеристики композиций с взаимонеподвижными армирующими усилениями.

1. Шацький І.П., Кундрат А.М. Антиплоска деформація пружного простору зі зв'язаними стрічковими включеннями // Доповіді НАН України. – 2004. – № 11. – С. 55–60.
2. Shatskyi I.P., Kundrat A.M. Longitudinal shear of a body with mutually immobile rigid collinear inclusions // Material Science. – 2004. – V. 40, № 3. – P. 55–59.
3. Шацький І., Кундрат А. Антиплоска задача про витягування системи стрічкових включень із пружної матриці // Машинознавство. – 2004. – № 7. – С. 21–23.
4. Шацький І.П., Кундрат А.Н. Влияние связанности ленточной арматуры на концентрацию напряжений продольного сдвига // Механика композиц. материалов и конструкций. – 2006. – Т. 2, № 2. – С. 273–280.
5. Кундрат А.М., Шацький І.П. Концентрація напружень подовжнього зсуву в пружному середовищі, армованому фасонними профілями // Вісник ОДАБА. – 2016. – Вип. 62. – С. 229–233.

АНАЛИЗ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ СОВРЕМЕННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ

Лисаченко Н.Г.^{1,*}, Попов А.Г.¹, Гадолина И.В.²

¹АО «ОНПП «Технология» им. А.Г. Ромашина, Обнинск, Россия; *lisachenkong@technologiya.ru

²ИМАШ РАН, Москва, Россия;;

Аннотация: Представлены результаты исследования однородности прочностных и упругих характеристик, полученных при входном контроле однонаправленного препрега HexPly.

Ключевые слова: композиционные материалы, статистическая обработка, стабильность, однородность,

Введение

Как правило, при оценке качества выпускаемых материалов, подразумеваются высокие эксплуатационные характеристики и не придается значения такому важному параметру, как изменчивость или неоднородность свойств. Многолетний опыт аттестации конструкций из ПКМ показывает, что процесс контроля качества должен идти одновременно в двух направлениях: с одной стороны это соблюдение требований к характеристикам, с другой – контроль изменчивости. Повышение качества продукции подразумевает не только рост, к примеру, прочностных характеристик материала, но и сохранение или повышение стабильности показателей.

Обычно при проведении входного контроля текущей партии препрега из нее случайным образом выбирается несколько рулонов, из каждого рулона изготавливается панель, а из панели в свою очередь вырезается несколько контрольных образцов. Таким образом, образцы одного рулона изготовлены в одном цикле формования из небольшого участка панели в короткий промежуток времени. Изменчивость, наблюдаемая при испытаниях таких образцов, характеризует т. н. повторяемость – разброс значений характеристики при максимально схожих условиях изготовления и испытания образцов. Ожидается, что эта изменчивость, будучи ниже изменчивости, наблюдаемой для результатов испытаний различных рулонов (изготовленных в разных циклах формования, разными операторами, в разное время), тем не менее, вносит основной вклад в изменчивость всего процесса. Если вклад различия между рулонами в общую изменчивость оказывается статистически незначимым, то процесс изготовления и испытания образцов можно считать стабильным, или воспроизводимым.

На изготовление и испытание образцов из ПКМ оказывает влияние огромное количество различных факторов, и даже тщательнейшим образом контролируемый техпроцесс зачастую не может обеспечить желаемую воспроизводимость. Другими словами, процесс изготовления и испытания образцов из ПКМ обычно является в меньшей или большей степени нестабильным. И зачастую наблюдаемая нестабильность тем выше, чем выше прочностные и упругие показатели материала. Попытки повышения стабильности процессов, зависящих от большого количества не всегда известных причин, могут при-

вести к существенным финансовым затратам. Поэтому, несмотря на то, что с целью выявления и устранения причин, приводящих к нестабильности, следует постоянно контролировать процесс, анализируя все доступные количественные и атрибутивные характеристики, с небольшой долей нестабильности в области производства ПКМ приходится мириться.

Известно, что статистически обоснованные характеристики материала (например, В-базис – значение, которое с вероятностью 95% превысит 90% значений всей генеральной совокупности) зависят от параметров выборки, на основе которой они рассчитаны [1]. Кроме размера выборки и вида аппроксимирующего распределения существенным параметром является степень однородности полученных данных. При расчете статистически обоснованных характеристик материала обнаруженная неоднородность может существенно понизить вычисленные значения. Существует несколько методов анализа однородности выборок. Возможны ситуации «слабой неоднородности», когда часть критериев указывает на неоднородность, но есть и те, которые допускают, что сгруппированные данные можно считать выборками из одной генеральной совокупности, т.е. считать однородными.

В настоящей работе проведен анализ результатов прочностных испытаний входного контроля пяти последних поставок однонаправленного препрега HexPly. Каждая поставка была представлена от 3 до 6 рулонами. Каждая из четырех характеристик – предел прочности при растяжении (σ), модуль упругости при растяжении (E), прочность межслоного сдвига при нормальной температуре (τ_{20}) и прочность межслоного сдвига при повышенной температуре (τ_{120}) – определялась по пяти образцам рулона. В работе изучалась однородность характеристик внутри каждой из поставок, а так же между ними. Для выборок разной степени неоднородности сравнивались величины статистически обоснованных значений с учетом и без учета неоднородности.

Для определения степени однородности данных руководство [1] предлагает использовать непараметрический к-выборочный критерий Андерсона-Дарлингга [2]. Сравнение статистики ADK с критическим значением, показывает, являются данные однородными или неоднородными (структурированными). Расчет статистически обоснованных характеристик структурированных данных для не-

больших выборок зачастую дает неудовлетворительно низкие значения и является параметрическим. Есть возможность пренебречь статистически значимой вариацией, посчитав ее незначимой практически. Рекомендации по проведению экспертной оценки [1] касаются следующих случаев:

- средние значения близки, но сильно различаются дисперсии;
- низкий коэффициент вариации объединенной выборки (ниже 4%);
- коэффициент вариации объединенной выборки ниже, чем может обеспечить метод испытаний.

В указанных случаях результатом экспертной оценки может стать решение о практической незначимости расхождения между выборками, т.е. принятия однородность данных, благоприятная для дальнейших расчетов.

Нами были предложено и аргументировано применение дополнительных статистических процедур, способствующих принятию решения в спорных ситуациях.

Дисперсионный анализ. Алгоритм, приведенный в [1], позволяет рассчитать критические значения на нескольких заданных уровнях значимости и не дает возможности вычислить наблюдаемый уровень значимости критерия Андерсона-Дарлинга. Напротив, в дисперсионном анализе (ANOVA) вычисляется p -уровень, на котором значимо различие между группами данных. В отличие от критерия Андерсона-Дарлинга дисперсионный анализ является параметрическим, то есть исходит из нормальности распределения, поэтому он более мощный, но может давать неправильный результат, если ожидаемое распределение не является нормальным.

Контрольные карты. Взаимное расположение средних величин и контрольных границ на контрольной карте позволяет оценить степень стабильности, а, следовательно, однородности данных. Следует учитывать, что расчет контрольных границ, так же как и дисперсионный анализ, исходит из предположения нормальности распределения.

Нормальность распределения. Если объединенная выборка является нормальной на уровне

значимости выше 50%, то, на наш взгляд, это должно стать определяющим фактором в принятии решения по объединению выборок в одну совокупность.

Результаты и их обсуждение

Группировка данных для изучения однородности возможна несколькими способами:

- все данные сгруппированы по поставкам;
- все данные сгруппированы по рулонам;
- данные каждой поставки сгруппированы по рулонам и рассматриваются отдельно.

Группировка по поставкам. Было показано, что поставки значимо отличаются друг от друга по всем четырем изучаемым характеристикам, уровень значимости (вероятность того, что данные однородны) меньше одной десятой процента. В объединенной совокупности данных нормальное распределение наблюдается для всех трех прочностных характеристик. Распределение модуля упругости не является нормальным, но коэффициент вариации всех значений модуля составляет всего 3,5%. Низкое значение коэффициента вариации для модуля упругости наблюдается для большинства материалов и приводит к тому, что базы, рассчитанные различными методами (для однородных и неоднородных данных), отличаются несущественно.

Нестабильность прочностных свойств можно увидеть наглядно на контрольных картах, представленных на рис. 1.

Каждая из пяти точек графика представляет собой среднее по поставке значение соответствующей характеристики. Стабильный процесс не должен выходить за границы пунктирных коридоров, построенных по данным разбросов внутри групп.

Наиболее стабильные характеристики согласно всем рассмотренным критериям – это предел прочности межслойного сдвига при нормальной и при повышенной температурах. Однако потенциальная пригодность (C_p) этих процессов составляет 0,41 и 0,50 соответственно, что является достаточно низким показателем качества.

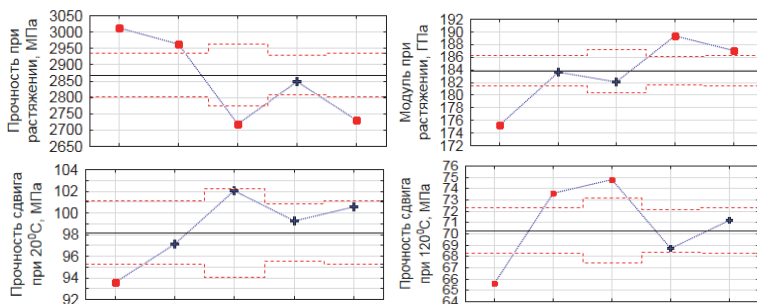


Рис. 1. Контрольные карты для данных, сгруппированным по поставкам

Группировка по рулонам. Расчеты показывают, что стабильность данных внутри поставок существенно выше, чем между рулонами. На рис. 2 приведены контрольные карты для предела прочности при растяжении (самой нестабильной характеристики) и прочности сдвига при 20°C (стабильной с

точки зрения контрольных карт), контрольные границы для которых рассчитаны отдельно для каждой поставки. Номер поставки указан на верхней горизонтальной оси. Точки на графике отражают средние значения характеристики для каждого из испытанных рулонов.

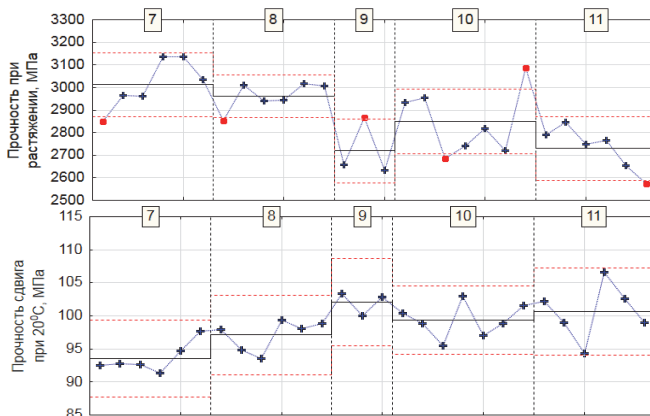


Рис. 2. Контрольные карты для данных, сгруппированным по рулонам

В табл.1 приведены результаты анализа однородности каждой из четырех характеристик для каждой из пяти поставок. Плюс/минус обозначена однородность/неоднородность по каждому из критериев: ADK – k-параметрический критерий Андерсона-Дарлинга, P – дисперсионный анализ, CV – коэффициент вариации, KK – контрольные карты. Кроме того, для случаев неоднородности вычислен наблюдаемый уровень значимости гипотезы о нормальности распределения.

Табл. 1. Результаты анализа однородности

	σ	E	τ_{20}	τ_{120}
7ая поставка	ADK – P – CV – норм 30% KK –	ADK + P +	ADK + P +	ADK + P +
8ая поставка	ADK – P – CV + норм 32% KK –	ADK + P +	ADK + P +	ADK – P – CV – норм 50% KK –
9ая поставка	ADK – P – CV – норм 7% KK –	ADK + P +	ADK + P +	ADK + P +
10ая поставка	ADK – P – CV – норм 30% KK –	ADK – P – CV + норм 7% KK –	ADK – P + CV – норм 4% KK +	ADK + P +
11ая поставка	ADK – P – CV – норм 30% KK –	ADK – P – CV + норм 0% KK –	ADK – P – CV – норм 10% KK +	ADK + P +

Заключение

Фактор «поставка», а по сути «время» оказывает значимое влияние на значение всех изучаемых характеристик, наблюдаемая нестабильность во времени приводит к нецелесообразности объединения большого количества данных.

Предел прочности при растяжении является наиболее нестабильной характеристикой. Расчет значений базисов в большинстве случаев приходится выполнять методами дисперсионного анализа (анализ структурированных данных), это значимо понижает вычисленные значения. Модуль упругости стабильно демонстрирует низкое значение коэффициента вариации, метод расчета базисов в подавляющем большинстве случаев незначимо влияет на вычисленные значения. Прочность межслоного сдвига как при нормальной так и при повышенной температуре является наиболее стабильной характеристикой, однако потенциальная пригодность процесса входного контроля C_p оказывается достаточно низкой (не выше 0,5), что характерно для таких существенно анизотропных материалов, которыми являются композиты.

1. Composite Materials Handbook – 17 (CMH-17). SAE International on behalf of CMH-17, Wichita State University, March 2012 – Chapter 8 Statistical Methods

2. Scholz, F.W. and Stephens, M.A., “K-Sample Anderson-Darling Tests of Fit,” Journal of the American Statistical Association, Vol. 82, 1987, pp. 918-924

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТАЛОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСТРУКТИВНЫХ НЕРЕГУЛЯРНОСТЕЙ КРЫЛА ПЕРСПЕКТИВНОГО ПАССАЖИРСКОГО САМОЛЁТА ИЗ ПКМ

Лукьянчук А.А., Панков А.В., Сви́рский Ю.А., Токарь В.Л., Калинин А.Г., Балашов В.В.
Центральный аэрогидродинамический институт им. Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия; an.luk@list.ru;

Аннотация: Представлены результаты экспериментальных исследований усталостных характеристик образцов из полимерного композиционного материала (ПКМ) со свободным отверстием на основе варианта углепластика для конструкций несущих поверхностей перспективных авиалайнеров. На основе полученных экспериментальных данных проведена верификация метода для получения расчётных оценок долговечности данного концентратора при нерегулярном одноосном нагружении. Рассмотрены особенности усталостных характеристик и моделей оценки долговечности для конструкций из ПКМ.

Ключевые слова: композиционные материалы, прочность, усталость, испытания, регулярное и нерегулярное нагружение, кривая усталости.

Введение

Работа представляет результаты начатого недавно цикла исследований, посвященного разработке методов оценки усталостной долговечности основных конструктивных нерегулярностей крыла пассажирского самолёта изготовленных из ПКМ. В настоящее время были получены результаты испытаний для одного типа концентраторов – со свободным отверстием в области сжатия при регулярном и нерегулярном нагружении.

С использованием этих экспериментальных данных проведена верификация нескольких моделей оценки долговечности при нерегулярном усталостном нагружении. Одна из которых основана на использовании кривых усталости при отнулевом цикле сжатия, модифицированной формулы Одингта для приведения асимметричных циклов и гипотезы линейного суммирования повреждений (ГЛСП). Вторая модель основана на зависимости снижения остаточной прочности от уровня переменного нагружения накопление повреждений.

Скорость нагружения

В ходе исследований гладких образцов из ПКМ (полоса со свободным отверстием с отношением ширины к диаметру отверстия равны 6) было выявлено влияние скорости нагружения на параметры прочности. В связи, с чем были проведены экспериментальные работы по оценке зависимости статической прочности от скорости нагружения. Было получено, что абсолютное значение предела прочности при увеличении скорости нагружения на 2 порядка увеличивается приблизительно на 7.2%. Эту зависимость далее аппроксимировали с использованием степенной зависимости [1]:

$$\sigma_{cu} = \sigma_{cu} \left(\frac{\dot{\sigma}_u}{\dot{\sigma}_u} \right)^s \quad (1)$$

где σ_{cu} – предел прочности при скорости нагружения $\dot{\sigma}_u$;

σ_{cu} – предел прочности при скорости

нагружения $\dot{\sigma}_u$;

s – показатель степени, определяется при статических испытаниях на предел прочности при разных скоростях нагружения.

Усталостные испытания, регулярное нагружение

Усталостные испытания образцов со свободным отверстием проводились при регулярном нагружении с тремя коэффициентами асимметрии: $R = 20, -6, -1$. Испытания проводились с постоянной и равной скоростью нагружения.

Кривые усталости аппроксимировались степенной зависимостью в виде:

$$N = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma} \right)^{m_R} \quad (2)$$

где σ_c – предел прочности при сжатии;

m_R – наклон кривой усталости при асимметрии R ;

N и σ – долговечность до разрушения и действующие напряжения, с включением в них точек, соответствующих статическому разрушению (для них принималось $N = 1$) и без них. В некоторых случаях аппроксимация без включения точек, соответствующих статическому разрушению, приводила практически к двукратному изменению наклона кривой усталости. Точки статической прочности приводились к скорости нагружения соответствующей усталостным испытаниям по (1).

Наклоны кривых усталости для исследованных образцов из ПКМ лежат в пределах $25 \div 30$, в отличие от металлов с $m = -4$. Этот фактор, при справедливости ГЛСП, приводит к тому, что долговечность в основном определяется большими циклами нагружения. Например для типового полёта пассажирского самолёта доля цикла ЗВЗ составляет 90% и более от общей повреждаемости полёта, в то время как для металлических конструкций она составляет около 50%. При это стоит отметить и значительно большее рассеяние усталостных характеристик ПКМ.

Для сравнения на рисунке 1 приведены экспериментальные данные для всех трёх асимметрий и аппроксимирующие их кривые усталости.

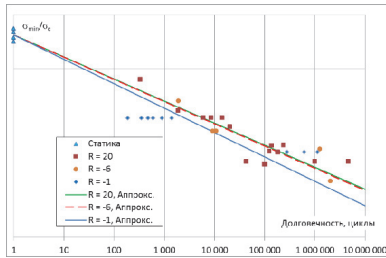


Рис. 1 – Экспериментальные данные для трёх коэффициентов асимметрии и аппроксимирующие их кривые усталости

Построение обобщенной кривой усталости

Приведение кривых усталости для коэффициентов асимметрии $R = 20, -6, -1$ к единой обобщенной кривой проводилось с помощью модифицированной обобщенной формулы Одингса [2], которая для области сжатия принимает вид:

$$\sigma_{R=-\infty}^* = \left(\frac{2\sigma_s}{1 - \frac{1}{R}} \right)^\kappa, \quad (3)$$

где $\sigma_s = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$ – амплитуда напряжений цикла;

$\sigma_{\min}$ и $\sigma_{\max}$ – минимальное и максимальное значение напряжений цикла, соответственно;

κ – параметр, зависящий от материала и напряжённого состояния в исследуемой точке;

$\sigma_{R=-\infty}^*$ – напряжения отнулевого цикла сжатия при $R = -\infty$ эквивалентные по повреждаемости рассматриваемому циклу с произвольным R .

Обобщенная кривая усталости строилась методом наименьших квадратов по зависимости (3), при этом параметр κ определялся по условию максимума коэффициента детерминированности R^2 этой зависимости.

На рисунке 2 приведены экспериментальные значения (точки), а так же обобщенная кривая усталости (линия). По ординате отложены эквивалентные напряжения по зависимости (3) деленные на среднее значение статической прочности при сжатии.

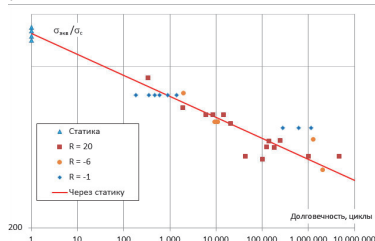


Рис. 2 – Обобщенная кривая усталости в области сжатия для образцов со свободным отверстием

Полученное значение параметра $\kappa = 0.927$ свидетельствует о влиянии усталостной повреждаемости в основном только от максимального значения

цикла нагружения и малом влиянии среднего значения цикла. Это справедливо, по крайней мере, для исследованного диапазона асимметрий $-\infty \leq R \leq -1$.

Нерегулярное нагружение

Исследование влияния нерегулярности нагружения проводилось с использованием двух программ нагружения – «возрастающей» и «убывающей», первая из них схематично представлена на рисунке 3. Программы составлены из циклов ЗВЗ, полученных на основании прогнозируемой в типовом полёте нагруженности крыла перспективного гражданского самолёта.

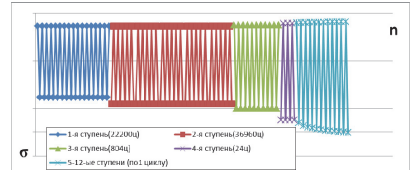


Рис. 3 – Схема «возрастающей» программы нагружения

В одном блоке, соответствующем программе нагружения, 60 000 циклов. Расчётная долговечность образцов с отверстием от воздействия данного блока нагружения крайне высокая, поэтому для получения результатов в приемлемые сроки при испытаниях использовался коэффициент масштабирования (от 1.5 до 2.0), на который умножались все экстремумы программы нагружения.

На рисунке 4 приведена обобщенная кривая усталости, описанная выше, и результаты испытаний при нерегулярном нагружении при различных коэффициентах масштабирования.

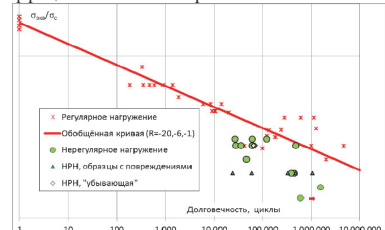


Рис. 4 – Обобщенная кривая усталости и результаты испытаний при нерегулярном нагружении

Из рисунка 4 видно, что экспериментальные значения долговечности при нерегулярном нагружении находятся левее расчётных значений получаемых с использованием ГЛСПП в виде:

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = A, A=1. \quad (4)$$

Примеч, среднее значение суммы усталостных повреждений для принятых зачётными разрушений образцов составило 0.132, что хорошо согласуется с известными из литературных источников рекомендациями о том, что в большинстве случаев можно принимать в запас значение $A = 0.1$ [3, 4].

Сравнение подходов оценки долговечности

Расхождение расчёта с экспериментом, показанное на рисунке 4, во многом определяется тем, что ГЛСП подразумевает независимость повреждаемости, вносимую циклами с различным уровнем нагружения, от этого уровня и отсутствие влияния на повреждаемость истории нагружения. В результате ГЛСП не описывает влияния очередности воздействия напряжений различных уровней и предполагает одинаковую скорость накопления повреждений при напряжении некоего заданного уровня независимо от предыдущей истории нагружения. В то время как показывают экспериментальные данные, порядок приложения нагрузок на самом деле играет значимую роль и что скорость накопления повреждений при заданном уровне напряжения может зависеть от истории нагружения.

На рисунке 5 приведено сравнение расчётных и экспериментальных данных с использованием линейной и нелинейной зависимости снижения остаточной прочности от числа циклов нагружения [3, 5]:

$$\sigma_{u,i} = \sigma_c - \sum_i (\sigma_c - \sigma_i) \cdot \left(\frac{n_{i-1}^* + n_i}{N_i} \right)^v, \quad (5)$$

где $\sigma_{u,i}$ – остаточная прочность;

σ_i – напряжения, действующие на i -ой ступени,

разрушение наступает при выполнении неравенства: $\sigma_{u,i} \leq \sigma_i$; v – эмпирическая константа в общем случае зависящая от уровня нагружения σ_i . Значение $v = 1.0$ соответствует линейному снижению остаточной прочности. Для «нелинейной» зависимости принято минимальное рекомендованное значение $v = 0.3$;

n_{i-1}^* – число циклов соответствующее уровню остаточной прочности на $i - 1$ -ом уровне $\sigma_{u,i-1}$ при воздействии напряжений i -ого уровня σ_i по зависи-

мости: $n_{i-1}^* = N_i \left(\frac{\sigma_c - \sigma_{u,i-1}}{\sigma_c - \sigma_i} \right)^{\frac{1}{v}}$.

Данные на рисунке 5 показывают, что применение подхода по оценке снижения остаточной прочности привело к лучшему соответствию расчётных и экспериментальных данных, особенно при использовании нелинейной зависимости (5) с коэффициентом $v = 0.3$. При этом вне зависимости от значения v программа нагружения с «возрастающей» последовательностью нагрузок имеет меньшую долговечность, чем «убывающая». Это различие становится заметным только на базе до $1 \div 2$ полётных блоков ($60\,000 \div 120\,000$ приведённых циклов) и в основном объясняется упорядоченной структурой блока нагружения. За счёт чего, например, при воздействии «убывающей» последовательности, если разрушение не произошло на первом цикле, то будет отработан без разрушения весь блок,

так как параллельно со снижением остаточной прочности происходит снижение и действующих напряжений. При количестве блоков больше 10 повреждающее воздействие программ с различным порядком чередования напряжений становится несущественным и кривые для зависимости (5) преобразуются в кривые, практически параллельные зависимости, получаемой по ГЛСП.

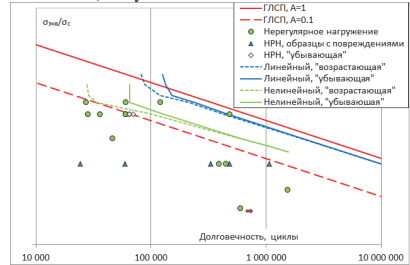


Рис. 5 – Сравнение результатов расчетов по различным моделям суммирования повреждений

Заключение

Для образцов со свободным отверстием, согласно полученным результатам, предел прочности при сжатии увеличивается на 7.2% при увеличении скорости нагружения примерно в 300 раз.

Показана возможность применения обобщённой формулы Одингга для построения обобщённой кривой усталости.

По результатам обработки данных по нерегулярному нагружению показано, что среднее значение суммы усталостных повреждений составило 0.132, что хорошо согласуется с известными из литературных источников рекомендациями о том, что в большинстве случаев можно принимать в запас значение $A = 0.1$.

Применение зависимости снижения остаточной прочности от усталостной наработки лучше описывает поведение образцов при нерегулярном нагружении, чем ГЛСП при $A = 1.0$, однако для её использования необходимо проведение специально спланированных экспериментальных исследований на большем количестве образцов.

1. Трунин Ю.П. «Усталость и живучесть типовых мест конструкций из полимерных композиционных материалов», журнал ТВФ №6, 1999.
2. Воробьев А.З., Олькин Б.И., Стебнев В.Н. и др. Сопротивление усталости элементов конструкций. – М.: Машиностроение, 1990. – 240 с.
3. Wahl, N.K., 'Spectrum fatigue lifetime and residual strength for fiberglass laminates', Ph.D. Thesis, Montana State University, Bozeman, 2001
4. Echtermeyer, A.T., Kensch, C., Bach, P., Poppen, M., Lilholt, H., Andersen, S.I., Brøndsted, P., 'Method to predict fatigue lifetimes of GRP wind turbine blades and comparison with experiments', proc. European Wind Energy Conference, Göteborg, Sweden, May 20-24, 1996, pp. 907-913
5. Wahl, N.K., Samborsky, D.D., Mandell, J.F., Cairns, D., 'Spectrum fatigue lifetime and residual strength for fiberglass laminates in tension', proc. ASME/AIAA Wind Energy Symposium, Reno, Nevada, January 2001.

СОЗДАНИЕ ВОЛОКНИСТЫХ СТРУКТУР С ПЕРЕМЕННОЙ ЖЁСТКОСТЬЮ ЗА СЧЁТ ПРИМЕНЕНИЯ КРИВОЛИНЕЙНЫХ ТРАЕКТОРИЙ АРМИРОВАНИЯ

Малахов А.В., Полилов А.Н.*
ИМАШ РАН, Москва, Россия; *polilovan@mail.ru.

Аннотация: В работе рассматривается метод моделирования композитных материалов с криволинейной укладкой волокон, с помощью которого становится возможным адаптировать структуру армирования к геометрическим неоднородностям (отверстия, выточки и т.д.), а также проводится анализ напряженно-деформированного состояния в пластинах, сделанных из таких структур.

Ключевые слова: композитные материалы, криволинейная укладка волокон, МКЭ, концентрация напряжений, анализ НДС.

В последние десятилетия волокнистые композитные материалы (ВКМ): стекло-, угле-, органико-пластики получили широкое распространение в авиационной и аэрокосмической технике благодаря своим уникальным упругопрочностным свойствам. Однако, реализовать весь потенциал ВКМ стандартными методами проектирования не удается из-за разрушения волокон при создании узлов крепления по традиционным технологиям. Природа создает композитные структуры, которые наилучшим образом адаптированы к внешним воздействиям. Например, в древесине при соединении ветки со стволом возникает криволинейная структура армирования и волокна искривляются в окрестности сучка. Изучив опыт Природы и перейдя от стандартной прямолинейной укладки волокон к криволинейной, можно достичь серьезного снижения веса, например, космических аппаратов (КА).

В данной работе описано проектирование функционально градиентного материала (ФГМ), с помощью которого можно смоделировать неоднородную композитную структуру с криволинейным армированием. Траектории волокон в этом материале располагаются вдоль максимальных главных напряжений [1]. Далее методом конечных элементов моделируется ФГМ, где каждому элементу присваиваются свои ортотропные свойства в локальной системе координат, продольная ось в которых совпадает с направлением волокна, т.е. с направлением наибольшего максимального напряжения в исходной задаче. При моделировании материала каждому элементу присваивается своя локальная объемная доля волокон, которая определяется расстоянием между соседними волокнами. Локальные механические свойства материала меняются с изменением объемной доли волокон. Таким образом, моделируется дискретная модель, в которой учитывается как направление волокон, так и изменение расстояния между ними. Процесс моделирования и расчета напряжений является итерационным, т.к. после назначения механических свойств каждому элементу создается новая структура с соответствующим ей новым полем напряжений. Итерационный процесс завершается, когда напряженное состояние практически перестаёт изменяться от итерации к итерации [2].

Вышеописанный метод моделирования позволяет рационально адаптировать траектории волокон

к различным геометрическим неоднородностям (отверстия, выточки, болтовые соединения и т.д.), а также к действующим на КА нагрузкам, и разрушение волокон исключается благодаря их «обтеканию» отверстий.

Эффективность применения ФГМ была подтверждена как теоретически, так и экспериментально. Для практической проверки была смоделирована неоднородная композитная пластина с отверстием, которая затем подвергалась одноосному и однородному растяжению. Армирование в этой пластине было выполнено в соответствии с вышеуказанным методом, и траектории волокон качественно совпадали с траекториями волокон в древесине в окрестности сучка. Расчеты показали, что коэффициент концентрации напряжений в расчете на волокно, т.е. коэффициент перегрузки волокон возрастает лишь в 1,8 раза, что в три раза меньше, чем для композитной структуры с прямолинейным армированием (рис. 1).

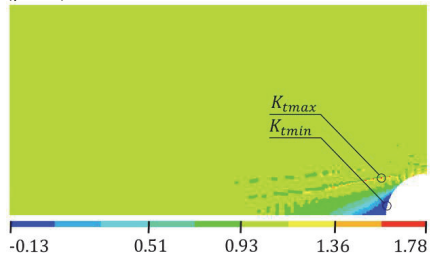


Рис. 1 Коэффициент концентрации напряжений в направлении волокна для пластины с отверстием.

Похожая работа была выполнена в [3], где волокна укладывались также вдоль наибольших главных напряжений. Однако, изменение расстояния между волокнами не учитывалось. На рис. 2 из [3] показан вид разрушения образца, и видно, что трещина проходит через место наибольшей концентрации напряжений, что согласуется с расчетными предсказаниями. Для создания криволинейной структуры армирования в образцах из [3] была использована технология адаптированной укладки волокон (tailored fibre placement). В ходе других экспериментов [4] было выяснено, что прочность пластины с отверстием и укладкой $[C/\pm 45]_s$ на 50% выше, чем у такого же образца, но с укладкой

$[\pm 45/0]_{ss}$, где С – монослой с криволинейным армированием (рис. 3). Ещё большую эффективность от применения ФГМ можно достичь в узлах соединения композитных и металлических деталей [5].

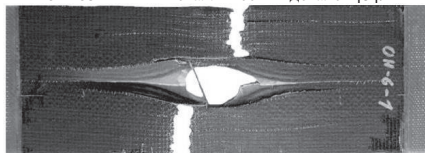


Рис. 2. Разрушение пластины из ФГМ при одноосном растяжении [3].

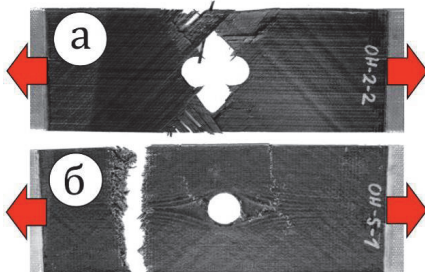


Рис. 3. Пластина с отверстием [4]: а – укладка $[\pm 45/0]_{ss}$, б – укладка $[\pm 45/0]_{ss}$.

Таким образом, применение ФГМ в КА позволяет реализовать весь потенциал композитных материалов и создавать рациональные структуры армирования.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (Грант № 15-08-01472).

1. Малахов А.В., Полилов А.Н. Построение траекторий волокон, огибающих отверстие, и их сравнение со структурой древесины в зоне сучка // Проблемы машиностроения и надежности машин – 2013. - № 4. - С. 57-62.

2. Malakhov A.V., Polilov A.N. Design of composite structures reinforced curvilinear fibres using FEM // Composites Part A: Applied Science and Manufacturing – 2016. - V. 87. - P. 23-28.

3. Spickenheuer A., Uhlig K., Gliesche K., Heinrich G. Experimental research on open-hole tensile specimens made of carbon fibre reinforced plastics (CFRP) with an optimised curvilinear fibre pattern // VIII International Conference on Science and Technology of Composite Materials. San Sebastian, Spain. 2009.

4. Spickenheuer A., Bittrich L., Uhlig K., Richter E., Heinrich G. A new software tool for design and simulation of variable-axial composite parts // First International Symposium on Automated Composite Manufacturing. Montreal, Canada. 2013.

5. Malakhov A.V., Polilov A.N. Design of joints of composite members with curvilinear reinforcement structure // Proceedings of ECCM16. Seville, Spain. 2014.

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ КОМПОЗИТНОЙ ПЛАСТИНЫ С ЭЛЛИПТИЧЕСКИМ ОТВЕРСТИЕМ АНАЛИТИЧЕСКИМИ И ЧИСЛЕННЫМИ МЕТОДАМИ

Мальков В.М., Малькова Ю.В.^{*}, Петрухин Р.Р.
СПбГУ, Санкт-Петербург, Россия; ^{*}y.malkova@spbu.ru

Аннотация: Получены аналитические и численные решения плоской задачи для неоднородной пластины, образованной из двух полуплоскостей из разных материалов, с эллиптическим отверстием в одной из полуплоскостей. На бесконечности заданы постоянные напряжения, на контуре эллипса известна внешняя нагрузка. Для построения аналитического решения задачи использованы методы комплексных потенциалов Колосова-Мусхелишвили, конформных отображений и суперпозиции. Для численного решения применялся пакет FreeFem++.

Ключевые слова: неоднородная плоскость, эллиптическое отверстие, плоская задач, метод комплексных функций, метод конечных элементов.

Введение

Задачи теории упругости для композитных материалов с отверстиями и включениями имеют большое практическое значение для различных областей науки и техники. Проблемам отверстий и включений в неоднородную плоскость и полуплоскость посвящено много работ. Для получения аналитического решения во многих из них используются методы функций комплексного переменного. Также широко применяются различные численные методы решений задач о трещинах, отверстиях и включениях в неоднородных материалах. Обзор некоторых работ последнего времени представлен в статье [1].

Постановка задачи

Рассматривается пластина S , состоящая из полуплоскостей S_1 и S_2 , выполненных из разных материалов. В декартовых координатах (x_1, x_2) линия $x_2=0$ является линией раздела полуплоскостей. Эллиптическое отверстие расположено целиком в нижней полуплоскости S_1 . С эллипсом L связана другая система координат (ξ_1, ξ_2) (рис. 1).

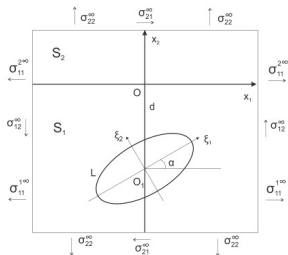


Рис. 1. Двухкомпонентная плоскость с отверстием

Для комплексных переменных $z = x_1 + ix_2$, $\xi = \xi_1 + i\xi_2$ имеет место зависимость $z = \xi e^{i\alpha} - id$, где d – расстояние от центра эллипса до оси x_1 .

На бесконечности заданы напряжения и углы поворота, свои для каждой полуплоскости S_k , $k=1,2$. На линии соединения полуплоскостей имеют место условия непрерывности напряжений и производных

перемещений

$$[\sigma_{22} - i\sigma_{21}]^*(x_1) = [\sigma_{22} - i\sigma_{21}]^*(x_1),$$

$$[u_1' + iu_2']^*(x_1) = [u_1' + iu_2']^*(x_1). \quad (1)$$

На контуре эллипса задана внешняя нагрузка

$$[s_m + is_n]^*(t) = p(t), \quad (2)$$

где t – значение координаты ξ на L . Функция $p(t)$ непрерывна и удовлетворяет условию Гельдера.

Метод суперпозиции

Решение исходной задачи строится методом суперпозиции [2] как сумма решений двух частных задач: первой является задача для неоднородной плоскости со скачками напряжений и перемещений на линии соединения полуплоскостей, второй – задача для однородной плоскости с эллиптическим отверстием, нагруженной на контуре. Напряжения на бесконечности во второй задаче отсутствуют. В этом случае граничные условия (1), (2) можно записать в виде системы уравнений

$$[(\sigma_{22} - i\sigma_{21})_2]^* = \Delta\sigma(x_1), \quad [(u_1' + iu_2')_2]^* = \Delta u'(x_1),$$

$$[(s_m + is_n)_1]^* = p(t) - q(t). \quad (3)$$

Индексами 1 и 2 отмечены решения первой и второй частных задач, $\Delta\sigma(x_1)$ и $\Delta u'(x_1)$ – неизвестные функции скачков напряжений и перемещений на линии $x_2=0$ первой задачи, $q(t)$ – неизвестная функция нагрузки второй задачи.

Для решения первой задачи использован метод потенциалов Колосова-Мусхелишвили [3]. Напряжения и перемещения записываются через комплексные потенциалы первой задачи Φ_k , Ω_k , $k=1,2$, которые, в свою очередь, выражаются через две аналитические функции [4]

$$\Phi_2(z) = \frac{\mu_2 h(z) + r(z)}{\mu_2 + \mu_1 K_2}, \quad \Omega_2(z) = \frac{r(z) - \mu_1 K_2 h(z)}{\mu_2 + \mu_1 K_2}, \quad z \in S_2, \quad (4)$$

$$\Phi_1(z) = \frac{\mu_1 h(z) + r(z)}{\mu_1 + \mu_2 K_1}, \quad \Omega_1(z) = \frac{r(z) - \mu_2 K_1 h(z)}{\mu_1 + \mu_2 K_1}, \quad z \in S_1,$$

$$h(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Delta\sigma(x_1)}{x_1 - z} dx_1 + h(\infty), \quad (5)$$

$$r(z) = \frac{\mu_1 \mu_2}{\pi i} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Delta u'(x_1)}{x_1 - z} dx_1 + r(\infty),$$

постоянные $h(\infty)$, $r(\infty)$ находятся из условий на бесконечности.

При решении второй задачи используется кон-

формное отображение плоскости с эллиптическим отверстием на внешность единичного круга $\xi = \omega(\zeta) = R(\zeta + m\zeta^{-1})$. Комплексные потенциалы этой задачи определяются в виде [1]

$$\begin{aligned}\omega(\zeta)\Phi(\zeta) &= -\frac{1}{2\pi i} \int \frac{q(t)\omega'(t)}{t-\zeta} dt, \\ \omega(\zeta)\Psi(\zeta) &= \frac{1}{2\pi i} \int \frac{\overline{q(t)\omega'(t)}}{\zeta^2 - m} dt - \frac{1+m\zeta^2}{\zeta^2 - m} \Phi(\zeta) + \frac{1-m\zeta^2}{\zeta^2 - m} \overline{\Phi(\zeta)}.\end{aligned}\quad (6)$$

Вывод интегрального уравнения

Систему уравнений (3) запишем через комплексные потенциалы частных задач

$$\begin{aligned}\Delta\sigma(x_1) &= \Phi(\zeta) + \overline{\Phi(\zeta)} + \left[\frac{\omega(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \Phi(\zeta) + \overline{\Psi(\zeta)} \right] e^{2i\alpha}, \\ 2\mu_1 \Delta u(x_1) &= \kappa_1 \Phi(\zeta) - \overline{\Phi(\zeta)} - \left[\frac{\omega(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \Phi(\zeta) + \overline{\Psi(\zeta)} \right] e^{2i\alpha},\end{aligned}\quad (7)$$

$$\Phi_1(z) + \overline{\Phi_1(\bar{z})} + \left[\Phi_1(z) - \Omega_1(\bar{z}) - (z - \bar{z}) \Phi_1'(z) \right] e^{-2i(\alpha+\gamma)} = p - q.$$

Вычислим интегралы типа Коши (5) от скачков функций (7), затем найдем потенциалы (4). После подстановки функций (4), (6) в последнее уравнение (7), решение исходной задачи сведется к интегральному уравнению Фредгольма второго рода для одной неизвестной функции $q(t)$ на окружности единичного радиуса

$$\begin{aligned}a_1(g + \bar{g}) + \left[a_1 g + a_2 \Phi(\zeta_1) - a_1(z - \bar{z}) \frac{e^{-i\alpha}}{\omega'(\zeta_1)} \left(\Phi'(\zeta_1) + \frac{\partial \bar{g}}{\partial \zeta_1} \right) \right] e^{-2i(\alpha+\gamma)} = \\ = q(t) - p(t) + 0,5(\sigma_{11}^{1\infty} + \sigma_{22}^{1\infty} - \sigma_{22}^{2\infty} - \sigma_{11}^{2\infty} - 2i\sigma_{21}^{2\infty}) e^{-2i(\alpha+\gamma)}, \\ g = \Phi(\zeta_1) + \left[\frac{\omega(\zeta)}{\omega'(\zeta)} \Phi(\zeta_1) + \Psi(\zeta_1) \right] e^{-2i\alpha} - \frac{\zeta \omega'(\zeta)}{\zeta \omega'(\zeta)} e^{-2i\gamma},\end{aligned}$$

где a_1, a_2 – постоянные, зависящие от параметров материалов.

Решение интегрального уравнения

Решение уравнения Фредгольма представим в виде тригонометрического ряда Фурье

$$\omega'(t)q(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n t^n + b_n t^{-n}), \quad t = e^{i\theta}.$$

Отсюда и из соотношений (6) получим выражения для комплексных потенциалов $\Phi(\zeta)$ и $\Psi(\zeta)$. Неизвестные коэффициенты разложения определяются из интегрального уравнения с помощью метода коллокации. Задача сводится к решению системы алгебраических уравнений. Для реализации этого метода написана программа в среде MATLAB.

Для практических целей представляют интерес напряжения на линии раздела материалов. Они позволяют оценить влияние отверстия на прочность соединения материалов и вычисляются по формуле

$$\sigma_{22} - i\sigma_{21} = \sigma_{22}^{1\infty} - i\sigma_{21}^{1\infty} + \frac{\mu_2(1+\kappa_1)}{\mu_2 + \mu_1\kappa_2} \Phi(\zeta) + \frac{\mu_2(1+\kappa_1)}{\mu_1 + \mu_2\kappa_1} \bar{g}. \quad (8)$$

Формулы напряжений на контуре отверстия имеют вид

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta\theta} &= 2 \left[\Phi_1(z) + \overline{\Phi_1(\bar{z})} + \Phi(\zeta) + \overline{\Phi(\zeta)} \right], \\ \zeta &= e^{i\theta}, \quad \omega(\zeta_1) = \left[\omega(\zeta) e^{-i\alpha} + 2id \right] e^{-i\alpha}.\end{aligned}\quad (9)$$

Результаты расчетов

Были выполнены расчеты напряжений на линии раздела материалов (8) и на контуре эллипса (9) при растяжении пластины на бесконечности $\sigma_{22}^{1\infty} = p$, $\sigma_{11}^{1\infty} = \sigma_{11}^{2\infty} = \sigma_{11}^{1\infty}$. Пусть $v_1 = v_2 = v$, тогда при плоской деформации $\sigma_{11}^{2\infty} = \frac{v}{v-1} \sigma_{22}^{1\infty}$.

Рассмотрены следующие параметры задачи: полуоси эллипса $a = 3$, $b = 1$ ($m = 0.5$); угол $\alpha = 0^\circ$ и $\alpha = 90^\circ$, $d = 1.5$ и $d = 3.5$; $v_1 = v_2 = 0.3$. На рис. 2, 3 показаны нормальные и касательные напряжения на линии раздела материалов для отношения модулей упругости $\mu_2/\mu_1 = 1/3$ – сплошная линия, $\mu_2/\mu_1 = 3$ – пунктирная.

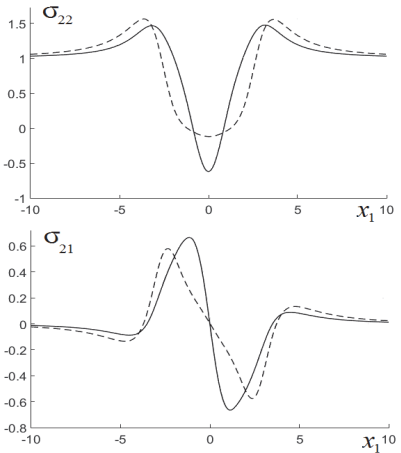


Рис. 2. Напряжения при $\alpha=0$, $d=1.5$

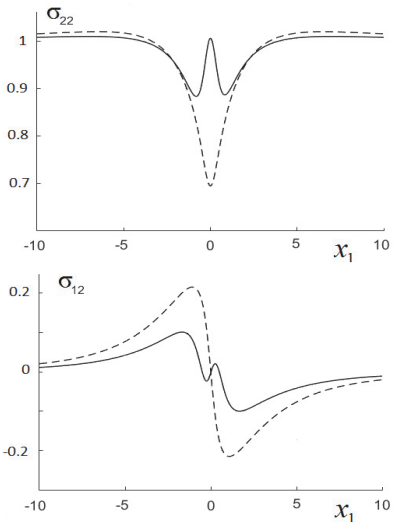


Рис. 3. Напряжения при $\alpha=\pi/2$, $d=3.5$

Напряжения на графиках предполагаются безразмерными (отнесены к величине p). В окрестности точки $x_1=0$ нормальные напряжения имеют минимум, величина которого зависит от отношения модулей упругости материалов. Уменьшение напряжений связано с тем, что эллипс вытягивается в направлении оси x_2 и сжимается в направлении оси x_1 , это вызывает сжатие материала в окрестности отверстия. Когда отверстие расположено достаточно далеко от линии раздела материалов, величина и характер распределения напряжений, в основном, определяются модулем упругости полуплоскости, в котором оно расположено. Если же отверстие расположено близко к линии раздела, то напряжения существенно зависят от модулей упругости обеих полуплоскостей.

Решение задачи численным методом

Помимо аналитического решения, задача была решена численным методом в пакете FreeFem++. Это некоммерческий программный пакет, в котором реализован метод конечных элементов. Выполнены численные расчеты напряжений на линии раздела материалов и на контуре эллипса. Рассматривалась квадратная пластина 20×20 . Контур эллиптического отверстия и границы $x_1 = \pm 10$ предполагались свободными от напряжений. На границах $x_2 = \pm 10$ заданы напряжения $\sigma_{22} = p$, $\sigma_{21} = 0$, на линии соединения полуплоскостей имеют место условия непрерывности напряжений и перемещений.

На рис. 4 представлены графики окружных напряжений на контуре эллиптического отверстия. Полуластины сделаны из стали и алюминия. Если отверстие находится в алюминиевой пластине, то

напряжения обозначены пунктирной линией, а если в стальной, то сплошной. Предполагается, что $\alpha = 0^\circ$, $d = 1.5$.

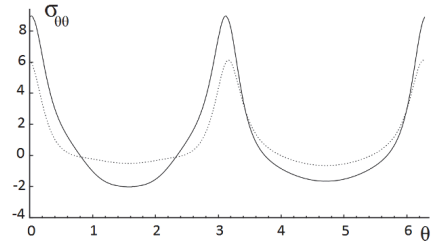


Рис. 4. Напряжения при $\alpha=0$, $d=1.5$

Угол θ находится в промежутке $[0; 2\pi]$ и измеряется в радианах. Вид графиков рис. 4 и величина напряжений согласуются с тем, что имеем в однородной плоскости с эллиптическим отверстием [3].

В целом результаты расчетов напряжений по аналитическому решению и численным методом оказались близкими.

1. Malkov V.M., Malkova Yu.V. Deformation of bi-material plane with elliptic hole// 2nd Intern. Conf. on Emission Electronics (ICEE). – 2014. – P. 1-5.

2. Греков М.А. Слабо искривленная трещина около границы соединения двух различных материалов// Вестн. С.-Петерб. ун-та. Сер. 1. Математика. Механика. Астрономия. – 2008. – Вып. 1. – С. 93-101.

3. Мусхелишвили И.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. М.: Наука, 1966. 708 с.

4. Малькова Ю.В. Некоторые задачи для двухкомпонентной плоскости с криволинейными трещинами. СПб.: Изд-во С.-Петерб. ун-та, 2008. 160 с.

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМА ОТВЕРЖДЕНИЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Маунг П.П.

МГТУ им. Н.Э.Баумана, pyaerphyo@mail.ru

Аннотация: Проведено моделирование процесса отверждения. Приведены результаты теоретической и экспериментальной оценки количества теплоты, выделяемой в процессе отверждения деталей из полимерного композиционного материала. Определены оптимальные циклы отверждения при помощи программного обеспечения Femap-Nastran. Установлено, что учет тепловых эффектов позволяет не только сократить продолжительность процесса отверждения, но и обеспечить равномерный прогрев деталей сложной геометрической.

Ключевые слова: отверждение, гибридный ПКМ, оптимизация

В современном машиностроении все большее применение получают полимерные композиционные материалы благодаря целому комплексу уникальных механических и технологических свойств [1, 2]. Все более широкое применение получают полимерные композиты при ремонте [3, 4], поскольку они отличаются минимальной себестоимостью по сравнению с другими видами ремонтных работ и высоким качеством.

По технологии изготовления, все полимерные композиционные материалы на основе термореактивной матрицы принято подразделять на материалы холодного (т.е. при комнатной температуре) и горячего (при повышенных температурах) отверждения [5]. Режимы отверждения определяют разработки материалы, однако они делают это без учета геометрии изделия и без учета влияния наполнителя.

Целью данной работы является экспериментальная и теоретическая оценка тепловых эффектов в процессе отверждения эпоксидного полимерного материала, армированного углеродным наполнителем и разработка на основании полученных результатов оптимальных технологических режимов.

Проведено моделирование процесса отверждения. Рассмотрено связующее Araldite LY8615+ XB 5173 и углеродная ткань. Приведены результаты теоретической и экспериментальной оценки количества теплоты, выделяемой в процессе отверждения деталей из полимерного композиционного материала. Определены оптимальные циклы отверждения (скорость нагрева и продолжительность выдержки). Оптимизация производилась с использованием программного обеспечения Femap-Nastran. Установлено, что учет тепловых эффектов позволяет не только сократить продолжительность процесса отверждения, но и обеспечить равномерный прогрев деталей

сложной геометрической формы по всей площади, изготовленных из гибридных полимерных композиционных материалов. Показано, что температура достигает заданной (180°C) за время 8500 сек. Установлено, что при разработанном режиме отверждения образец полностью и равномерно отверждается с учетом теплового эффекта за время 11430 сек. Это позволяет уменьшить время выдержки при температуре 180 °C.

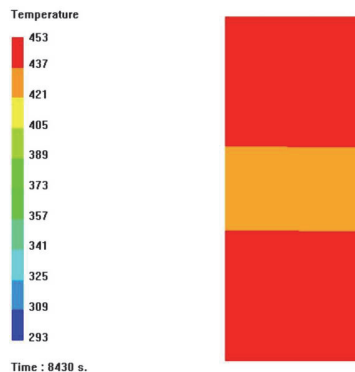


Рис.1. Распределение температуры образца рефлектора по толщине 1мм в момент время 8430 сек

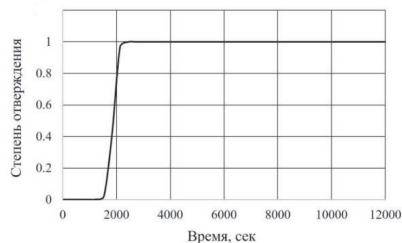


Рис.2. Степень отверждения образца рефлектора по толщине 1мм в момент времени 11430

Сравнение теоретических и экспериментальных результатов показало, что погрешность расчетов составляет не больше 8%. На примере эпоксидного связующего показано, что оптимальной скоростью нагрева является $5^{\circ}\text{C}/\text{мин}$, что позволяет сэкономить более 1 часа.

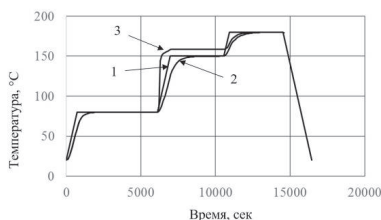


Рис.3. Результаты моделирования при нагреве с скоростью $5^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ в Femap Nastran, (1) заданный режим отверждения, (2) режим моделирования без эффекта тепловыделения, (3) режим моделирования с учетом тепловыделения

1. Нелюб В.А. Применение полимерных композиционных материалов в судостроении для ремонта корабельных надстроек // Ремонт, восстановление, модернизация. 2013. №5. С.21-24.

2. Baurova N.I., Zorin V.A., Prikhodko V.M. Technological heredity and identification of technological processes // Polymer Science. Series D. 2015. V.8. №3. pp.219-222.
3. Коноплин А.Ю., Баурова Н.И. Обеспечение качества клеесварных соединений при проведении ремонтных работ // Ремонт, восстановление, модернизация. 2014. №10. С.22-26.
4. Гузева Т.А. Применение клеев и герметиков при проведении ремонтных работ // Клеи. Герметики. Технологии. 2014. №3. С.27-29.
5. Малышева Г.В., Ахметова Э.Ш., Марычева А.Н. Оценка температуры стеклования эпоксидных связующих, модифицированных полисульфоном // Физика и химия стекла. 2014. Т.40. №5. С.718-724.
6. Баурова Н.И., Зорин В.А., Приходько В.М. Описание процессов деградации свойств материалов с использованием аппарата теории катастроф // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2014. №11. С.14-19.
7. Баурова Н.И., Зорин В.А., Приходько В.М. Проявление синергетического эффекта в технологической наследственности // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2015. №10. С.3-7.
8. Татарников О.В., Малышева Г.В., Ахметова Э.Ш., Морозов Б.Б. Конечно-элементное моделирование теплового режима автоклавного отверждения трехслойной панели // Клеи. Герметики. Технологии. 2015. №8. С.32-35.

К ВОПРОСУ О НЕЛИНЕЙНОЙ УПРУГОСТИ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА

Мельшанов А.Ф.* , Пугачев М.С.
ИМАШ РАН, Москва, Россия; *amelshanov@mail.ru

Аннотация: Предложена методика определения истинных напряжений и деформаций при испытаниях на растяжение однонаправленных композиционных материалов имеющих изначальную изогнутость.

Ключевые слова: однонаправленный углепластик, напряжение, деформация, изогнутость образца.

При испытаниях на растяжение однонаправленного углепластика было обнаружено, что диаграмма растяжения нелинейная рис. 1. При этом разгрузка показала отсутствие остаточных деформаций. Было замечено, что образцы в виде полосок вырезанных из листового материала сечением 1,5x20 мм в направлении укладки слегка изогнуты. Таким образом, встала задача выяснить, является ли изначальная изогнутость образца следствием появления нелинейной упругости и как в этом случае определять истинные характеристики самого материала.

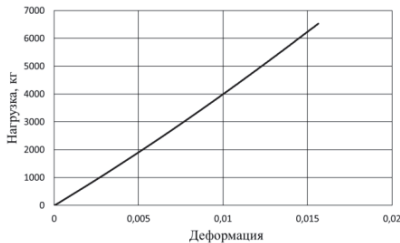


Рис. 1. Типичная диаграмма растяжения однонаправленного композита.

Анализ диаграмм и наблюдения показывают, что при растяжении образца он выпрямляется и при достаточной величине растяжения прогиб образца становится практически нулевым, с этого момента приращение деформации материала будет равно приращению деформации регистрируемой экстензометром. Этот момент можно определить по диаграмме текущий модуль – напряжение рис. 2, где модуль становится почти постоянным. Теперь для решения задачи необходимо детально описать весь процесс растяжения. Проведенный замер формы образца показал, что изгиб «дуга» хорошо описывается синусоидальной функцией уравнение (1):

$$h = h_0 \sin \frac{\pi x}{a}, \quad (1)$$

где h – прогиб, h_0 – максимальный начальный прогиб 1,55 мм), a – длина хорды, измеренная датчиком. Теперь можно определить дугу « h » на базе датчика деформаций (экстензометра) формула (2):

$$l = \int_0^a \left[1 + \left(\frac{\pi h}{a} \right)^2 \right]^{0,5} dx = 0,5 \cdot a \cdot \left\{ 1 + \left[1 + \left(\frac{\pi h}{a} \right)^2 \right]^{0,5} \right\} \quad (2)$$

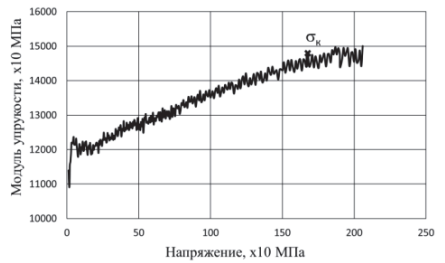


Рис. 2. Зависимость значения модуля упругости от напряжения при растяжении однонаправленного композита. (σ_k – напряжение при котором модуль становится почти постоянным 1650 МПа при модуле упругости 147,6 ГПа).

Деформация материала определяется по формуле (3):

$$\varepsilon = \frac{l}{l_0} - 1, \quad (3)$$

где l_0 – начальная длина дуги.

Теперь необходимо определить, как изменяется максимальный прогиб при растяжении.

Для этого запишем h в приращениях формула (4):

$$h = h_0 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_k}{\sigma_k} \right) \quad (4)$$

Учитывая, что изгиб образца произошел от действия внутренних напряжений при вырезке образца из листа, можно предположить формула (5):

$$h_0 = \sigma_k F(E, J, \dots), \quad (5)$$

где σ_k – максимальное внутреннее напряжение при вырезке из листа равное ранее определенному по рис. 2, $F(E, J, \dots)$ – некоторая параметрическая функция. При растяжении Δh можно также записать по формуле (6):

$$\Delta h = \sigma F(E, J, \dots) \quad (6)$$

Тогда (4) принимает вид формулы (7):

$$h = h_0 (1 - \sigma / \sigma_k) \quad (7)$$

Следует отметить, что это выражение (7) более или менее обоснованная гипотеза. Задача пока еще не определена. Для завершения необходимо определить деформацию самого материала, через растя-

гибающие силовое воздействие в каждом сечении изогнутого образца формула (8):

$$\sigma_i = \frac{\sigma \cos \gamma_i}{\varepsilon}, \quad (8)$$

где γ_i – формула (9):

$$\gamma_i = \left(\frac{\pi h}{a}\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi x}{a}\right) \quad (9)$$

Тогда деформация будет равна формула (10):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{Ea} \int_0^a \left\{ \cos\left[\left(\frac{\pi h}{a}\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi x}{a}\right)\right] \right\} dx = \left(\frac{\sigma}{E}\right) \cdot \left[0,5 + 0,5 \cdot \cos\left(\frac{\pi h}{a}\right)\right] \quad (10)$$

Так как $\cos(\pi h/a) \approx 1$, то ε находится по формуле (11):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (11)$$

Приравнявая (3) и (11) получаем формулу 12:

$$\left(\frac{l}{l_0} - 1\right) = \frac{\sigma}{E} \quad (12)$$

Эта формула позволяет определить любую переменную. Прежде всего, необходимо проверить гипотезу (7). Из рисунка 3 видно, что гипотеза очень хорошо подтверждается на рисунке 4 показана истинная диаграмма растяжения исследуемого материала и сравнение экспериментальной диаграммы с расчетной.

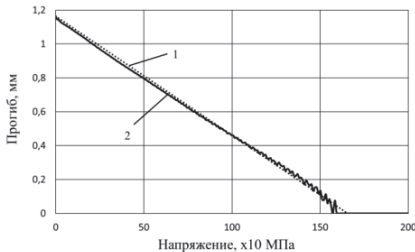


Рис. 3. Зависимость прогиба от напряжения при растяжении однонаправленного композита. 1 – гипотеза, 2 – расчет.

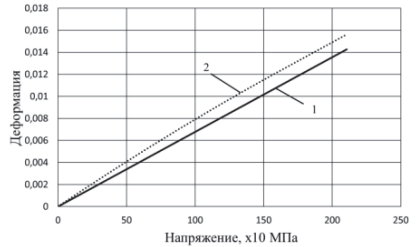


Рис. 4. Истинная и экспериментальная диаграмма при растяжении однонаправленного композита. 1 – истинная деформация, 2 – экспериментальная деформация, совпадающая с расчетной.

В заключении можно отметить, что виновницей упругой нелинейности является изначальная изогнутость образца. Следует отметить, что максимальная деформация показанная датчиком деформации несколько больше, чем истинное значение. Практически можно рекомендовать для определения истинного модуля упругости материала определять его по части экспериментальной диаграммы на отрезке близком к предельному значению прочности.

ОЦЕНКА ДОПУСТИМОСТИ ПОВРЕЖДЕНИЙ (DAMAGE TOLERANCE) КОМПОЗИТОВ С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ И КЕРАМИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ

Милейко С.Т.

Институт физики твердого тела РАН, Черноголовка Московской обл., Россия

Аннотация: Анализ данных по величинам измеренной трещиностойкости K^* и отношения σ_N/σ_0 величин прочности образца с надрезом и без него, полученных в испытаниях разнообразных оксид-молибденовых, боро-алюминиевых, оксид-оксидных углерод-кабид-кремниевых композитов указывает на существование линейной корреляции между этими параметрами. Величина σ_N/σ_0 может в некоторых случаях превышать 1.

Ключевые слова: трещиностойкость, чувствительность к надрезу, допустимость повреждений, композиты с металлической матрицей, композиты с керамической матрицей

Линейная механика разрушения не всегда применима для расчета предельных нагрузок элементов композитных конструкций, содержащих дефекты. Поэтому измеренная тем или иным способом величина критического коэффициента интенсивности напряжений K^* для достаточно трещинно-стойких композитов с металлической и керамической матрицей, макротрещина в которых может генерировать перед своим кончиком сильно развитую зону разрушения (обзор соответствующих механизмов см. в [1, 2], - может применяться лишь для сравнительной оценки характеристик композитов. Поэтому некоторые авторы [3, 4] - используют для этой же оценки допустимости повреждений измеряют отношение σ_N/σ_0 величин прочности образца с надрезом и без него. Несколько иной подход к той же оценке основан на измерении площади под кривой си-

ла-перемещение, полученной в испытании образца с надрезом [4, 5].

В настоящей работе, поставленной с целью установления количественных взаимосвязей между величинами K^* и σ_N/σ_0 , композитный образец рассматривается в первом приближении как «черный ящик» без микроструктуры. Оригинальная часть работы выполнена в экспериментах с композитами *оксидное волокно - молибденовая матрица* (тип ОМ) и *молибденовое волокно - оксидная матрица* (тип МО). Композиты типа ОМ получены методом внутренней кристаллизации [6, 7], композиты типа МО получены пропиткой расплава оксида пучка молибденовой проволоки [8]. Композитные образцы получались в виде пластин толщиной $w \approx 5$ мм, шириной $h \approx 15$ мм, и длиной ~ 65 мм (Рис. 1а). Длина надреза $c \approx 1/2 h$.

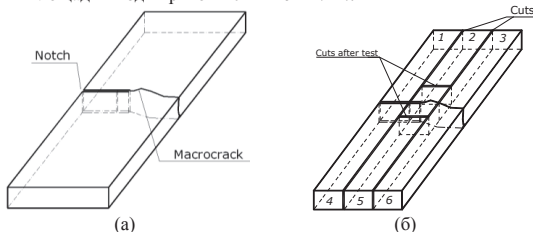


Рис. 1. (а) Образец для измерения кажущейся величины критического коэффициента интенсивности напряжений и прочности образца с надрезом. (б) Схема разрезки образца, представленного на Рис. 1а, на суб-образцы для измерения прочности образца без надреза

Кажущийся критический коэффициент интенсивности напряжений K^* определялся в соответствии с аппроксимацией, рекомендованной ASTM-399 для измерения K_{Ic} в испытаниях на трёхточечный изгиб:

$$K^* = \frac{3QIc^{1/2}}{2k^2w} Y \left(\frac{c}{h} \right) \quad (1)$$

где

$$Y = \left[1.96 - 2.75 \frac{c}{h} + 13.66 \left(\frac{c}{h} \right)^2 - 23.98 \left(\frac{c}{h} \right)^3 + 25.22 \left(\frac{c}{h} \right)^4 \right]^{1/2}$$

и расстояние между опорами $L=60$ мм. Это испытание даёт также прочность σ_N образца с надрезом. Далее образцы разрезались как показано на Рис. 1б, и суб-образцы испытывались на изгиб для определения прочности σ_0 ненадрезанного образца.

Результаты испытаний представлены на Рис. 2 в координатах $\sigma_N/\sigma_0(K^*)$. Композиты типа ОМ включают образцы с волокнами $Al_2O_3-Al_5Y_3O_{12}$,

$YAlO_3$, муллит-ZrO₂, $Al_2O_3-Al_5Y_3O_{12}-Ca_4Al_2O_7$; композиты типа МО имеют матрицу $Al_2O_3-Al_5Y_3O_{12}$.

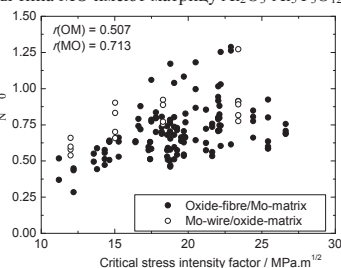


Рис. 2. Отношение величин прочности образца с надрезом и исходного образца в зависимости от измеренной величины критического коэффициента интенсивности напряжений для разнообразных оксид-молибденовых композитов.

Большой разброс данных требует анализа, выходящего за рамки модели «черного ящика». Отметим лишь, что разброс частично связан с начальной стадией разработки некоторых волокон. Тем не менее, коэффициент корреляции, вычисленный по известной формуле Пирсона

$$r(K^*, \sigma_N) = \frac{E[(K^* - E(K^*))(\sigma_N - E(\sigma_N))]}{SD(K^*)SD(\sigma_N)} \quad (2)$$

где $\sigma_N^* = \sigma_N/\sigma_0$, $E(X)$ есть математическое ожидание величины X , $SD(X)$ – стандартное отклонение той же величины, – оказывается достаточно высоким: 0.507 и 0.713, для композитов типов OM и MO, соответственно.

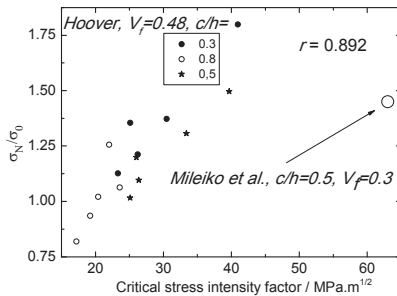


Рис. 3. Отношение величин прочности образца с надрезом и исходного образца в зависимости от измеренной величины критического коэффициента интенсивности напряжений для бороалюминиевых композитов экспериментальных данных Гувера [10] и Милейко с соавторами [9].

Интересно отметить, что ранее опубликованные данные, содержащие величины K^* и необходимую информацию для определения отношения σ_N/σ_0 для разнообразных композитов также укладываются в найденную корреляцию. Например, анализ данных по бороалюминию, опубликованных практически одновременно в России и США [9, 10], даёт результат, представленный на Рис. 3.

Некоторая разница между двумя совокупностями экспериментальных данных объясняется, во-первых, тем, что в работе Гувера величина Q^* в формуле (1) соответствует силе, при которой обнаруживается первая нерегулярность на зависимости силы от перемещения, в то время как в российских экспериментах величина Q^* соответствует максимуму на указанной экспериментальной кривой. Во-вторых, в композитах Гувера использовались волокна с одними и теми же характеристиками прочности, в работах Милейко с соавторами – волокна нескольких типов по характеристикам прочности. Коэффициент корреляции для этих данных равен 0.892.

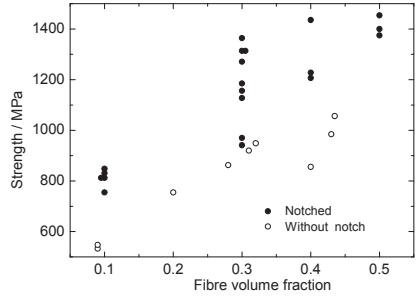


Рис. 4. Прочность боро-алюминиевых композитов, измеренная на испытаниях на растяжение образцов без надреза и на 3-точечный изгиб – образцов с надрезом. Большой разброс величин прочности образцов с надрезом определяется тем, что композиты были получены с использованием волокон с различными характеристиками прочности [9].

Важно подчеркнуть, что величины отношения $\sigma_N/\sigma_0 > 1$ не являются неожиданными; они (см. Рис. 4) суть следствие устойчивого роста макротрещины в композите с большой объёмной долей хрупкого, неоднородного по длине волокна и неустойчивости трещины в однородно нагруженном образце [1].

Опубликованные недавно данные испытаний оксид-оксидных различных типов (U090 и W30), различающихся составом и структурой матрицы [4] дают информацию, которую можно также представить в координатах $\sigma_N/\sigma_0 - K^*$ (Рис. 5).

Данные для C-SiC композитов, приведённые в [11], также соответствуют установленной корреляции, находясь в нижней части рассмотренного выше интервала величин K^* (~5.4 МПа·м^{1/2} (Fig. 4a в [11])) и σ_N/σ_0 (0.25 – 0.365 для $c/h = 0.5$ (Fig. 4b в [11])).

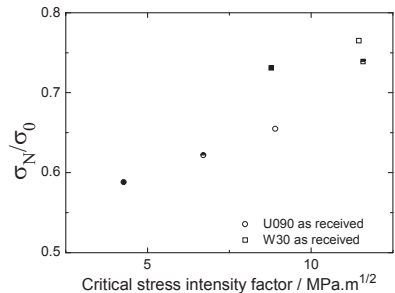


Рис. 5. Отношение σ_N/σ_0 величин прочности образца с надрезом и исходного образца в зависимости от измеренной величины критического коэффициента интенсивности напряжений для двух типов оксид-оксидных композитов. Экспериментальные данные – из [4]. Светлые точки – образцы в исходном состоянии, полу-светлые и тёмные – образцы после выдержки в течение 50 час при температурах 1000 and 1200°C, соответственно.

Изложенное позволяет сделать следующие

главные выводы:

1) Существует линейная корреляция между измеренными величинами критического коэффициента интенсивности напряжений K^* и чувствительности к надрезу, определенной отношением σ_N/σ_0 , полученным анализом соответствующих экспериментальных данных для композитов с металлической и керамической матрицей. Интервал величин K^* , в котором наблюдается указанная корреляция, - 5 - 50 МПа·м^{1/2}. Соответствующий интервал величин отношения σ_N/σ_0 : 0.5 - 1.5.

2) Обе характеристики достаточно хорошо описывают чувствительность (нечувствительность) к повреждениям композитов и могут служить оценкой допустимости повреждений (damage tolerance).

3) Большие величины отношением σ_N/σ_0 , превышающие в некоторых случаях 1, являются важной характеристикой волокнистых композитов, что делает их принципиально отличными от металлических сплавов и керамики.

Приведённые выше новые результаты получены в рамках проекта РНФ 16-19-10624. Автор благодарен своим коллегам, Н.А. Прокопенко, Н.И. Новохатской, А.А. Колчину, А.Я. Мицкевичу и В.А. Чумичёву, активно ему помогающим.

1. Mileiko ST, Metal and Ceramic Based Composites, Amsterdam:

- Elsevier, 1997.
2. Chawla KK, Ceramic Matrix Composites, 2nd Edition, Kluwer Academic Publishers, 2003
3. Mattoni MA, Zok FW, Strength and Notch Sensitivity of Porous-Matrix Oxide Composites, J Am Ceram. Soc. 2005;88(6):1504-1513 DOI: 10.1111/j.1551-2916.2005.00299.x
4. Volkman E, Tushev K, Koch D, Wilhelm C, Göring J, Rezwani K, Assessment of three oxide/oxide ceramic matrix composites: Mechanical performance and effects of heat treatments. Composites: Part A. 2015;68: 19-28. DOI:10.1016/j.compositesa.2014.09.013
5. Heathcote JA, Gong X-Y, Yang J, Ramamurthy U, Zok FW, In-Plane Mechanical Properties of an All-Oxide Ceramic Composite. J Am Ceram Soc. 1999;82 (10):2721-2730. DOI: 10.1111/j.1151-2916.1999.tb02148.x
6. Mileiko, S.T. and Kazmin, V.I., Crystallization of fibres inside a matrix: a new way of fabrication of composites, J. Mater. Sci. 27 (1992) # 8 2165-2172
7. Mileiko, S.T. (2015). Internal Crystallisation Method to Produce Oxide Fibres and Heat Resistant Composites, Recrystallization in Materials Processing, V. Glebovsky (Ed.), 125-168 ISBN: 978-953-51-2196-1, InTech, DOI: 10.5772/61024. Available from: <http://www.intechopen.com/books/recrystallization-in-materials-processing/internal-crystallisation-method-to-produce-oxide-fibres-and-heat-resistant-composites>
8. Милейко С.Т., Новохатская Н.И., Прокопенко Н.А., Колчин А.А., Мицкевич А.Я., Чумичёв В.А., Новиков И.В. Сопротивление окислению и прочность композита молибденовое волокно-оксидная матрица, Деформация и разрушение материалов. 2016. № 4. С. 2-8
9. С.Т. Милейко, Н.М. Сорокин, А.М. Цирлин, Распространение трещины в боро-алюминиевом композите, Механика Композитных Материалов, 1976, № 66 1010-1017.
10. Hoover WR, Crack initiation in B-Al composites. J Compos Mater. 1976; 10:106 - 117. DOI: 10.1177/002199837601000201
11. S. Hofmann B, Öztürk D, Koch, Voggenreiter H, Experimental and numerical evaluation of bending and tensile behaviour of carbon-fibre reinforced SiC Composites: Part A. 2012;43(11):1877-1885. doi:10.1016/j.compositesa.2012.07.017

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЖЕСТКОСТИ НА ИЗГИБ ОБРАЗЦА ИЗ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА С СОТОВЫМ НАПОЛНИТЕЛЕМ

Миронова Н.И., Сазонов В.Г.*

ФГУП ЦНИИмаш, г. Королев, Московская обл., Россия, lab55541@tsniimash.ru

Аннотация: Разработана конечно-элементная модель образца с учетом наличия сотового наполнителя, рассматривается упругая задача. Образец в расчетной модели изгибается при различных условиях нагружения, при этом вычисляется прогиб в расчетных точках. Условия нагружения и вычисленные значения прогибов сопоставляются с известными формулами, полученными в теории сопротивления материалов для изгиба стержней из однородных, изотропных материалов. На основе сопоставления определяются оценки эффективных значений жесткости на изгиб.

Ключевые слова: композиционные материалы, сотовый наполнитель, жесткость на изгиб.

При расчетах за основу были взяты размеры образцов с сотовым наполнителем: $(200 \times 78 \times 18)$ мм. В качестве исходных данных для расчетной модели были приняты величины, указанные ниже. При сопоставлении расчетных моделей использовались плоские конечные элементы.

В расчетной модели сота имеет следующие размеры: расстояние между противоположными параллельными сторонами равно 3,3 мм (в настоящее время проведены расчеты, когда этот размер изменится вдоль длины образца), наибольшее расстояние между вершинами шестиугольника равно 3,81 мм, а длина стороны равна 1,905 мм (эти размеры примерно соответствуют размерам правильного шестиугольника). Учитывая указанные выше размеры и используя целое число сот по длине и ширине образца, были построены расчетные модели образца, у которых длина составляет примерно 201 мм, а ширина – 78 мм.

Высота сот принята равной 16 мм, толщина стенки 0,1 мм; соты из алюминия: $E = 0,7 \times 10^{11}$ Па, $\mu = 0,33$; толщина стенки обшивки 1,5 мм; $E = 0,7 \times 10^{11}$ Па, $\mu = 0,22$ (обшивками названы два слоя материала, между которыми располагается сотовый наполнитель; изменение давления газовой среды в соте при деформировании сот не рассматривалось).

Следует заметить, что расчеты на основе плоских элементов имеют свои особенности. В частности, среди свойств элементов задается толщина элемента, но когда строится геометрическая модель объекта исследования, эта толщина считается равной нулю. В результате, если для моделирования обшивки плоские элементы будут строиться в срединной плоскости обшивки, то высота сот окажется больше фактической высоты. Если для моделирования обшивки плоские элементы будут строиться в зоне фактического окончания сот, то окажется, что толщина образца меньше фактической толщины. В данном случае влияние этих расчетных факторов не исследуется, а принято, что высота сот равна 16 мм.

Задача решалась в упругой постановке. Было составлено две расчетные модели. Первая модель: 250 тыс. плоских элементов; в этой модели каждая сторона шестиугольника (соты) делилась на три части; по высоте сота делилась на 10 частей; время счета одного варианта составляет около 40 минут.

Вторая модель: 50 тыс. плоских элементов; в

этой модели каждая сторона шестиугольника (соты) не делилась на части; по высоте сота делилась на 6 частей; время счета одного варианта составляет около 5 минут.

При консольном изгибе обе расчетные модели показали примерно одинаковые значения прогиба при одинаковой поперечной нагрузке 100 Н. Остальные варианты расчетов проведены только для конечно-элементной модели, имеющей 50 тыс. плоских элементов.

На рис.1 показан фрагмент угловой части модели сотового наполнителя.

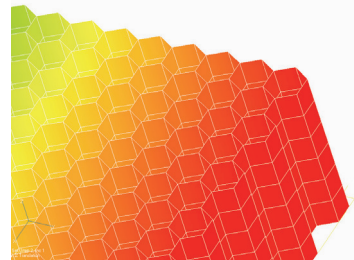


Рис.1. Фрагмент угловой части модели сотового наполнителя.

В табл.1 указаны расчетные значения жесткости на изгиб, вычисленные по результатам расчета прогибов при различных условиях нагружения образца.

Табл. 1. Расчетные значения жесткости на изгиб, вычисленные по результатам расчета прогибов при различных условиях нагружения образцов.

Номер схемы нагружения	Расчетное значение жесткости на изгиб $E \times I, \text{Н} \times \text{м}^2$
I	1048
II	1014
III	634
IV	986

Примечания к табл.1.

I. Расчет по формулам сопротивления материалов. Величина I вычислялась, учитывая формулы [1]; считалось, что материал, сопротивляющийся растяжению и сжатию, сосредоточен в «тонких» полосках,

разнесенных друг от друга на 16 мм.

II. Консольный изгиб:

$$f = \frac{P \times L^3}{3 \times E \times I}. \quad (1)$$

III. Трехточечный изгиб:

$$f = \frac{P \times L^3}{48 \times E \times I}.$$

IV. «Чистый» изгиб:

$$f = \frac{P \times L^2 \times C}{8 \times E \times I}.$$

Схемы нагружения образцов показаны на рис.2; формулы для расчета прогиба f приведены, например, в [2]. В случае II f – это прогиб концевой части образца; в случаях III и IV f – это прогиб в средней части образца; P – действующая сила, L и C – линейные размеры (рис.2).

В [3] сказано, что соотношения между изгибающим моментом M и изменением кривизны $\Delta\chi$ оси стержня является основной зависимостью теории изгиба стержней: $\Delta\chi = M/B$, где $B = E \times I$ – изгибная жесткость стержня, E – модуль упругости материала, I – момент инерции поперечного сечения. Для ленточной пружины, сечение которой вытянуто, вместо модуля упругости E следует подставлять величину $E/(1 - \mu^2)$, где μ – коэффициент Пуассона. В данной работе влияние значений коэффициента Пуассона не исследуется, но получено уточненное выражение для расчета прогиба при изгибе стержня. Для получения уточненных решений, уравнение для определения упругой линии вида [1]:

$$\frac{E \times I \times y''}{[1 + (y')^2]^{3/2}} = M(x),$$

было преобразовано к следующему виду:

$$\begin{aligned} E \times I \times y'' &= M(x) \times [1 + (y')^2]^{3/2} \approx \\ &\approx M(x) \times \left[1 + \frac{3}{2} \times (y')^2\right] \end{aligned} \quad (2)$$

На первом этапе считалось, что величина $(y')^2$ мала и полагалась в (2) равной нулю. Из решения уравнения (2) находились функции: y и y' ; найденная функция y' подставлялась в правую часть выражения (2) и решалось уточненное уравнение. Похожий подход использован при расчетах в [4].

Расчеты по (2) для случая консольного изгиба показали, что

$$f_1 = f_o \times \left[1 + \left(\frac{f_o}{L}\right)^2 \times \frac{27}{35}\right], \quad (3)$$

где f_o вычисляется по соотношению (1).

Расчеты по соотношению (3) (и другим подобным соотношениям) показали, что в рассмотренных случаях расчеты по уточненным соотношениям дают поправку менее 1 %.

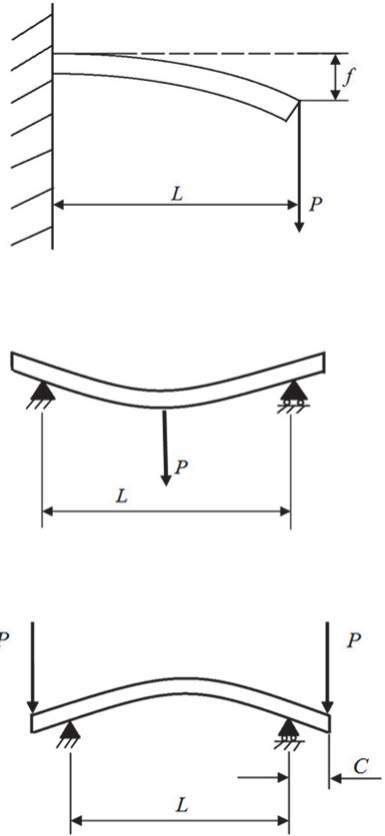


Рис.2. Схемы нагружения образцов.

Описание условий «закрепления» образца, условия приложения нагрузок к образцу и других особенностей расчетных схем.

I. В исходном состоянии образец располагается так, что верхняя и нижняя граничные поверхности обшивок образца располагаются в горизонтальных плоскостях. Ось X направлена вдоль ширины образца. Ось Y направлена вдоль длины образца. Ось Z направлена вдоль толщины образца (т.е. вдоль высоты сот).

II. Консольный изгиб. В этом случае на одном торце образца для обшивок запрещены перемещения вдоль осей X, Y и Z; кроме того, запрещены вращения вокруг оси X. На другом торце образца вдоль оси Z (вертикально вниз) была приложена сила 100 Н, распределенная по 14 точкам (узлам). Максимальное, вычисленное перемещение было

0,268 мм (для расчетной модели, составленной из 250 тыс. элементов, аналогичное перемещение было 0,272 мм; в этом случае $L = 0,2013$ м).

III. Трехточечный изгиб. В этом случае образец располагается на двух горизонтальных опорах, расстояние между опорами 0,1419 м. По середине образца (между опорами) на образец действует нагрузка 1000 Н, направленная вертикально вниз. Образец расположен симметрично относительно опор. Нагрузка 1000 Н распределена по 42 точкам (узлам). В зоне опор, в узлах, расположенных на одной линии, направленной вдоль ширины образца, запрещались перемещения вдоль оси Z (т.е. по вертикали). В зоне одной опоры запрещались перемещения вдоль оси Y (т.е. вдоль длины образца). В трех точках, расположенных около вертикальной плоскости симметрии образца, направленной вдоль длины образца, запрещались перемещения вдоль оси X (в этом случае $L = 0,1419$ м).

IV. Чистый изгиб. В этом случае во всех сечениях рабочей части образца действует одинаковый изгибающий момент. Образец располагается на двух горизонтальных опорах, расстояние между которыми 0,1419 м. Около торцов образца (за опорами) на образец действуют нагрузки 1000 Н, направленные вертикально вниз. Образец расположен симметрично относительно опор. Нагрузка 1000 Н распределена по 42 точкам (узлам). В зоне опор, в узлах, расположенных на одной линии, направленной вдоль ширины образца, запрещались перемещения

вдоль оси Z (т.е. по вертикали). В зоне одной опоры запрещались перемещения вдоль оси Y (т.е. вдоль длины образца). В трех точках, расположенных около вертикальной плоскости симметрии образца, направленной вдоль длины образца, запрещались перемещения вдоль оси X (в этом случае $L = 0,1419$ м, $C = 0,02275$ м).

Заключение

Расчеты показали, что эффективные значения жесткости на изгиб образцов из исследуемых материалов могут быть заметно меньше их теоретических значений (они могут составлять примерно 60 %). Для более точных расчетов конструкций на устойчивость, следует экспериментально определять эффективные значения жесткости на изгиб образцов из композиционного материала с сотовым наполнителем.

1. Феодосьев В.И. Соппротивление материалов. 7-ое изд., перераб. М.: Наука, 1974, 560с.
2. Общетехнический справочник. /Е.А. Скороходов, В.П. Законников, А.Б. Пакин и др. Под общ. ред. Е.А. Скороходова. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1989, 512с.
3. Пономарев С.Д., Андреева Л.Е. Расчет упругих элементов машин и приборов. М.: Машиностроение, 1980, 326с.
4. Седиги Х.М., Ширази К.Х. Исследование поперечных колебаний балки на упругом основании на основе нелинейной теории пятого порядка с использованием точного выражения для кривизны балки. С.186-195. Прикладная механика и техническая физика (ПМТФ). 2014, № 6.

УЧЕТ ВИДА НАПРЯЖЕННОГО И ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ОПИСАНИИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Мишустин И.В.

ИПРИМ РАН, Москва, Россия; lewis@nm.ru

Аннотация: Поведение сплавов с памятью формы при разных видах нагружения существенно отличается. Это учтено в обобщенной модели фазово-структурного деформирования материала через параметры вида напряженного и деформированного состояния. Корректность модели показана на примере расчета растяжения-сжатия стержня с реверсом нагрузки во время прямого фазового перехода.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, структурное превращение, вид напряженного состояния.

Влияние вида нагружения на поведение сплавов с памятью формы (СПФ) выявлено в ряде экспериментов [1-2]. В частности, кривые мартенситной неупругости при пропорциональном нагружении СПФ существенно отличаются как по абсолютным значениям интенсивности деформации, так и по виду этих кривых. В случаях активного растяжения и сжатия хаотического мартенсита интенсивность неупругой (структурной) деформации при большой интенсивности напряжения различается до двух раз. Кроме того, в случае растяжения наблюдается пологий участок, напоминающий площадку текучести, тогда как при сжатии подобного участка нет. Части кривых реверсивного и циклического нагружения, отвечающие переходам от растяжения к сжатию и наоборот, имеют аналогичные различия.

Неупругое деформирование СПФ может происходить как путем фазовых переходов (прямого из аустенита в мартенсит и обратного), так и путем структурного превращения (раздвоинкования и переориентации структурных образований мартенсита), причем явление деформационного упрочнения характерно только для второго механизма [2]. Суммарная фазово-структурная деформация, отсчитываемая от аустенитного состояния, равна

$$\varepsilon_{ij}^{phst} = \delta_{ij} \varepsilon_0 q + \varepsilon_{ij}^{phst'}, \quad d\varepsilon_{ij}^{phst} = d\varepsilon_{ij}^{ph} + d\varepsilon_{ij}^{st}$$

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 за счет фазовых переходов и структурного превращения. Для прямого фазового перехода [3]

$$d\varepsilon_{ij}^{ph} = \omega_{ij} dq, \quad dq > 0; \quad q = \psi(t), \quad dt > 0 \quad (1)$$

$$\omega_{ij} = \frac{3}{2} (\rho(\mu_\sigma)) \frac{\sigma_{ij}'}{\sigma_i} [1 - qf(q)] \varphi_1(\sigma_i) + f(q) \varepsilon_{ij}^{phst'}$$

$$t = \frac{M_s - T}{M_s^0 - M_f^0}, \quad M_s = M_s^0 + \frac{\omega_{ij} \sigma_{ij}' + Z(\sigma_{ij}) + \sigma_{kk} \varepsilon_0}{\Delta S}$$

$$Z(\sigma_{ij}) = \frac{K_1 - K_2}{6K_1 K_2} \sigma_{kk}^2 + \frac{G_1 - G_2}{6G_1 G_2} \sigma_i^2$$

где обозначены σ_{ij} , σ_{ij}' , σ_i – тензор, девиатор и интенсивность напряжения, ψ и φ_1 – монотонно возрастающие от 0 до 1 материальные функции, T

– абсолютная температура, M_s^0 и M_f^0 – температуры начала и окончания прямого перехода в отсутствии напряжений, ΔS – разность объемных плотностей энтропии аустенита и мартенсита в ненапряженном состоянии при отсчетной температуре, K_1 , K_2 и G_1 , G_2 – значения утроенного объемного модуля и модуля сдвига в аустенитном и мартенситном состояниях. Изменение деформации происходит за счет зарождения и роста мартенситных образований. Эти процессы описаны двумя слагаемыми величины ω_{ij} . Собственная деформация группы одновременно зародившихся мартенситных образований (будем называть ее мартенситным элементом) определяется действующим в момент зарождения напряжением. Поэтому первое слагаемое содержит как множитель предельную интенсивность фазово-структурной деформации ρ , согласованную с параметром вида напряженного состояния μ_σ . Предполагается, что рост всех мартенситных образований происходит с одинаковой удельной скоростью $0 \leq f(q) \leq 1/q$. Обратный фазовый переход описывается аналогично (1) как сумма процессов исчезновения и уменьшения объема мартенситных образований. В простейшем варианте учитывается только второй процесс и $d\varepsilon_{ij}^{ph} = (\varepsilon_{ij}^{phst} / q) dq$ [3].

Структурное превращение однородно упрочненного объема мартенсита (каждого мартенситного элемента) описывается по аналогии с теорией пластического течения [4] формулами

$$d\varepsilon_{ij}^{st} = d\lambda S_{ij}, \quad \varphi_2(S_i) = [\varepsilon_i^{phst} / (\rho \mu_\sigma)]_{\max} \quad (2)$$

$\sigma_{ij}' = S_{ij} + r_{ij}$, $dr_{ij} = g(\sigma_i, \mu_\sigma) d\varepsilon_{ij}^{st}$. Девиатор напряжения складывается из активного напряжения S_{ij} и остаточного микронапряжения r_{ij} . Материальная функция φ_2 связана с изотропным упрочнением и монотонно возрастает от 0 до 1 с ростом интенсивности активного напряжения. Параметром изотропного упрочнения является максимальное относительное значение интенсивности фазово-структурной деформации рассматриваемого объема мартенсита за все время от его зарождения до текущего момента. При этом предельная интенсивность ρ в каждый момент процесса соответствует виду деформированного состояния, характе-

ризуемому параметром μ_ε . Описывающая трансляционное упрочнение положительно определенная материальная функция g зависит от интенсивности напряжения и меняется вместе с видом напряженного состояния.

Для осуществления структурного превращения должны выполняться два условия активного нагружения – второе равенство формулы (2) и неравенство $S_{ij}d\sigma_{ij} > 0$, которое в случае только трансляционного упрочнения $dS_i = 0$ обеспечивает $d\lambda > 0$. Комбинированное упрочнение происходит, когда величина $\varepsilon_i^{plast}/\rho(\mu_\varepsilon)$ имеет максимальное значение за всю историю и увеличивается. Условие

$$\left[\frac{2}{3} \frac{\varepsilon_i^{plast}}{\varepsilon_i^{plast}} - \varphi(S_i)R_{ij} \right] S_{ij} > 0, \quad d\rho = R_{ij}d\varepsilon_{ij}^st$$

обеспечивает указанный рост, а также выполнение $d\lambda > 0$ при комбинированном упрочнении.

В общем случае прямого фазового перехода под действием меняющихся напряжений внутри представительного объема формируются мартенситные элементы с разными поверхностями нагружения [5-6]. При дальнейшем нагружении структурное превращение происходит в них по-разному, а в некоторых может и не происходить. Для расчета приращения фазово-структурной деформации всего представительного объема за счет структурного превращения нужно определить приращения собственных деформаций каждого мартенситного элемента как для однородно упрочненного объема мартенсита, для чего используется история изменения напряжения с эволюцией q , начиная с $q = 0$, и просуммировать найденные приращения с учетом объемных долей входящего в эти элементы мартенсита в представительном объеме СПФ. Предполагается, что начальная поверхность нагружения, образующаяся при зарождении мартенситного элемента, идентична поверхности, получаемой активным нагружением хаотического мартенсита напряжением, пропорциональным напряжению зарождения, до соответствующей интенсивности неупругой деформации (равной интенсивности собственной деформации части представительного объема, занимаемой элементом, при его зарождении).

Используемые в модели материальные функции можно идентифицировать по кривым, полученным в ряде тестовых экспериментов.

На рис.1 приведены результаты численного расчета поведения СПФ с отношением предельной интенсивности фазово-структурной деформации растяжения и сжатия $\rho_+ = 2\rho_-$ при одноосном растяжении до определенного значения нормированного напряжения σ/σ_0 с последующим сжатием (сплошные линии на верхнем графике) и при сжатии до определенного значения напряжения с последующим растяжением (нижний график). ε/ρ_+ – нормированная фазово-структурная деформация.

Исходным состоянием материала является хаотический мартенсит. Пунктирная кривая соответствует его активному растяжению и сжатию.

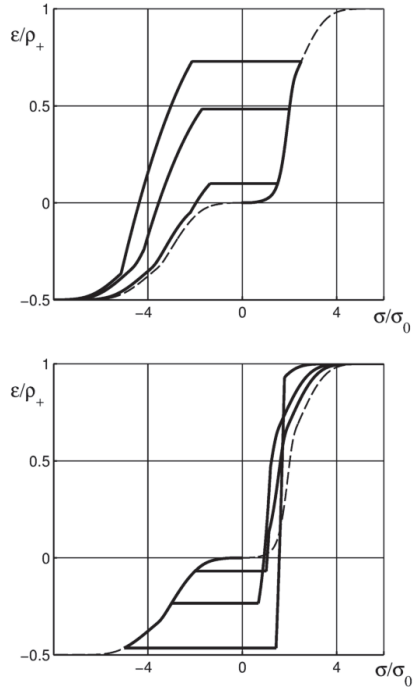


Рис. 1. Реверсивное растяжение-сжатие мартенсита.

Выбраны следующие материальные функции $\varphi_2(S_i) = \varphi_2(S_i/\sigma_0)$, $V_j(x) = 1 - \exp[-(\beta_j x)^{\alpha_j}]$
 $\varphi_2(x) = k_1 V_1(x) + k_2 V_2(x) + (1 - k_1 - k_2) V_1(x) V_2(x)$

$$G_{\pm}(\sigma) = \int \frac{2d\sigma}{3g_{\pm}(\sigma)} = \pm B_{\pm} |\sigma/\sigma_0|^4$$

$$\alpha_1 = 3, \quad \beta_1 = 0.4, \quad \alpha_2 = 10, \quad \beta_2 = 0.56, \quad k_1 = 0.3$$

$$k_2 = 0.4, \quad A_+ = 3, \quad B_+ = 0.5, \quad A_- = 2, \quad B_- = 0.05$$

где g_+ отвечает растяжению, а g_- сжатию.

Если исходным состоянием материала является аустенит, то изменение нагрузки и температуры может привести к одновременному протеканию прямого фазового перехода и структурного превращения. Результаты расчета одноосного растяжения-сжатия СПФ с указанными выше материальными функциями и дополнительно

$$\varphi_1(\sigma) = \sqrt{2\pi} \int_0^{\sigma/\sigma_0} \exp(-x^2/2) dx, \quad \rho_+ = 2\rho_- = 0.08$$

$$f(q) = (q+2)^{-1}, \quad \psi(t) = (1 - \cos \pi t)/2, \quad \sigma_0 = 150 \text{ МПа}$$

$M_s^0 = 332 \text{ K}$, $M_f^0 = 312 \text{ K}$, $\Delta S = 406250 \text{ Дж/(м}^3 \cdot \text{K)}$ приведены на рис.2.

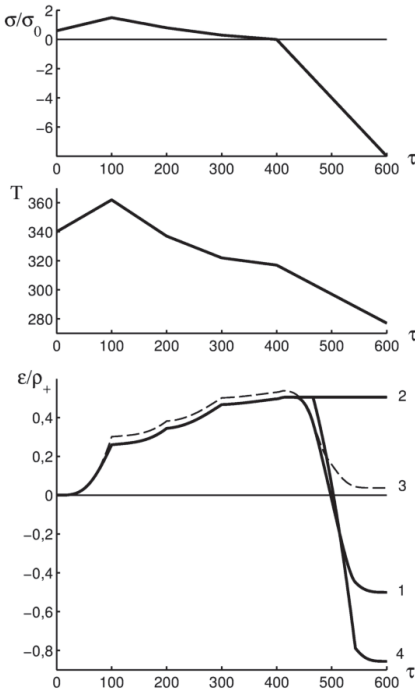


Рис. 2. Реверсивное растяжение-сжатие аустенита.

Сверху вниз расположены зависимости нормированного напряжения, абсолютной температуры и нормированной фазово-структурной деформации от времени (шага). Кривая 1 нижнего графика получена в рамках предложенной модели, учитывающей разнотелостность и неоднородное упрочнение представительного объема СПФ. Фазовый переход заканчивается при $\sigma/\sigma_0 = -0.72$, поэтому мартенситные элементы зарождаются как при растягивающем, так и при сжимающем напряжении. В сжатых мартенситных элементах структурное превращение происходит, как при активном сжатии (вдоль пунктирной кривой на рис.1). В зародившихся при растягивающем напряжении элементах после смены знака напряжения структурное превращение проис-

ходит сначала только с трансляционным упрочнением (при этом их собственная деформация меняется быстрее, а касательный модуль не зависит от напряжения зарождения элемента), а затем с комбинированным упрочнением, как показано на рис.1. По мере роста интенсивности напряжения доля мартенситных элементов, испытывающих структурное превращение с комбинированным упрочнением, увеличивается, и деформация всего представительного объема изменяется медленнее.

Для сравнения на нижнем графике рис.2 приведены результаты расчета без учета структурного превращения (кривая 2) и в рамках моделей без упрочнения (кривая 3) и с однородным упрочнением представительного объема (кривая 4) [6]. До смены знака напряжения кривые 1, 2, 4 совпадают, так как при выбранных материальных функциях максимального значения напряжения недостаточно для начала структурного превращения, а модель без упрочнения (кривая 3) дает завышенные деформации. Как видно, в конце процесса при большом отрицательном напряжении фазово-структурная деформация стремится к предельному для сжатия значению $-\rho_+$ только в рамках предложенной модели, что свидетельствует о ее корректности. Другие модели дают в пределе либо положительную деформацию (кривые 2, 3), либо отрицательную с интенсивностью, значительно превышающей предельную величину (кривая 4).

Работа выполнена при финансовом содействии РФФИ, проект № 14-01-00189

1. Liu Y., Xie Z., Van Humbeeck J., Delaey L. Asymmetry of stress-strain curves under tension and compression for NiTi shape memory alloys // Acta Materialia – 1998. – Vol.46. – No.12. – P.4325-4338.
2. Мовчан А.А., Казарина С.А., Сильченко А.Л. Диаграммы мартенситной неупругости никелида титана при растяжении, сжатии и сжатии после растяжения // Механика композиционных материалов и конструкций – 2015. – Т.21. – №1. – С. 83-93.
3. 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.
4. 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.
5. Мишустин И.В. Трехуровневая модель сплава с памятью формы и ее применение к описанию эффекта реверсивной памяти формы // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2012. – Т.18. – №4. – С.463-474.
6. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Моделирование фазовых и структурных превращений в сплавах с памятью формы, происходящих под действием немонотонно меняющихся напряжений // Известия РАН. МТТ – 2014. – №1. – С.37-53.

КРАЕВЫЕ ЗАДАЧИ ТЕРМОМЕХАНИКИ ДЛЯ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Мовчан А.А.^{1,*}, Машихин А.Е.²

¹ИПРИМ РАН, Москва, Россия; *movchan47@mail.ru;

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

Аннотация: Приведены различные (несвязная, связанная, дважды связанная, жестко-фазово-структурная) формулировки краевых задач термомеханики для сплавов с памятью формы, включая задачи устойчивости. Обсуждаются методы решения таких задач.

Ключевые слова: Сплавы с памятью формы, термомеханика, краевые задачи.

Введение

Сплавы с памятью формы (СПФ) могут состоять, по крайней мере, из двух фаз (аустенитной и мартенситной для СПФ типа никелида титана), механические свойства которых различаются весьма существенно. В отличие от обычных композитов, СПФ могут кардинально менять свой фазовый состав, а также ориентацию мезоэлементов мартенситной фазы при изменении температуры и напряженно-деформированного состояния (фазовые и структурные переходы). С другой стороны, эти превращения весьма существенно изменяют деформированное и напряженное состояние СПФ и его температурный режим. Перечисленные выше обстоятельства существенно усложняют постановки и решение краевых задач термомеханики для элементов из СПФ.

В данной работе приводятся различные постановки (несвязная, связанная, жестко-фазово-структурная, дважды связанная) задач термомеханики для сплавов с памятью формы (СПФ). Описаны формулировки задач о потере устойчивости элементов из СПФ, вызванной фазовыми или структурными превращениями в этих материалах. Рассмотрены методы решения некоторых таких задач.

Формулировки задач

Свойства СПФ описываются системой определяющих соотношений модели нелинейного деформирования этих материалов при фазовых и структурных превращениях [1-3]:

$$q = \frac{1}{2}(1 - \cos(\pi)) \quad (1)$$

$$t = \frac{M_s^\sigma - T}{M_s^\sigma - M_f^0}, M_s^\sigma = M_s^0 + \frac{\omega_{ij}^\sigma \sigma_{ij}^* + Z(\sigma_{ij}) + \sigma_{kk} \varepsilon_0}{\Delta S_0} \quad (2)$$

$$t = \frac{A_f^\sigma - T}{A_f^\sigma - A_s^0}, A_s^\sigma = A_s^0 + \frac{\omega_{ij}^\sigma \sigma_{ij}^* + Z(\sigma_{ij}) + \sigma_{kk} \varepsilon_0}{\Delta S_0} \quad (3)$$

$$6Z(\sigma_{ij}) = \frac{\sigma_{kk}^2 (K_A - K_M)}{K_A K_M} + \frac{\sigma_i^2 (G_A - G_M)}{G_A G_M} \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^{phst}, \quad \varepsilon_{ij}^{e*} = \sigma_{ij}^* / (2G), \quad \varepsilon_{kk}^e = \sigma_{kk} / K$$

$$\frac{1}{G(q)} = \frac{q}{G_M} + \frac{1-q}{G_A}, \quad \frac{1}{K(q)} = \frac{q}{K_M} + \frac{1-q}{K_A}$$

$$\varepsilon_{ij}^{phst} = \varepsilon_0 q \delta_{ij} + \varepsilon_{ij}^{phst*}, \quad d\varepsilon_{ij}^{phst*} = d\varepsilon_{ij}^{ph*} + d\varepsilon_{ij}^{st}, \quad \omega_{ij}^* = \frac{\varepsilon_{ij}^{phst*}}{q}$$

$$\omega_{ij}^* = \frac{3}{2} \rho_D \frac{\sigma_{ij}^*}{\sigma_i} (1 - qf(q)) \varphi_i(\sigma_i) + f(q) \varepsilon_{ij}^{phst*},$$

$$d\varepsilon_{ij}^{ph*} = \omega_{ij}^* dq, \quad d\varepsilon_{ij}^{st} = \frac{3}{2} \rho_D \frac{\sigma_{ij}^*}{\sigma_i} q_{st} \varphi_2^*(\sigma_i) d\sigma_i \quad (5)$$

$$k_q \Delta T = C_\sigma \dot{T} + T \alpha \dot{\sigma}_{kk} - (\Delta U_0 + \sigma_{kk} \varepsilon_0 + \omega_{ij}^* \sigma_{ij}) \dot{q} - \rho_D q_{st} \varphi_2^*(\sigma_i) \dot{\sigma}_i \quad (6)$$

Здесь q - объемная доля мартенситной фазы, значения которой определяются зависимостями (1) и (2) для прямого и (1) и (3) для обратного термоупругого фазового превращения; $M_s^0, M_f^0, A_s^0, A_f^0$ - температуры начала и окончания (индексы s и f) прямого и обратного (символы M и A) термоупругого фазового превращения в отсутствие напряжений, те же величин с верхним индексом σ соответствуют наличию напряжений; G, K - модули сдвига и утроенный объемный, значения этих величин с нижними индексами M и A соответствуют аустенитному и мартенситному состояниям СПФ; $\varepsilon_{ij}, \varepsilon_{ij}^e, \varepsilon_{ij}^{phst}$ - полная, температурная и фазово-структурная деформации; σ_{ij}, σ_i - компоненты и интенсивность напряжений, штрихом обозначаются компоненты девиаторов; приращение девиатора фазово-структурной деформации $d\varepsilon_{ij}^{phst*}$ складывается из слагаемых, связанных со структурным переходом $d\varepsilon_{ij}^{st}$ и с фазовым превращением $d\varepsilon_{ij}^{ph*}$, которые вычисляются по формуле (5), верхний индекс + соответствует прямому, а минус - обратному фазовому превращению, q_{st} - часть мартенсита представительного объема, испытывающая в рассматриваемый момент структурное превращение, алгоритм определения этой величины изложен в [2]; соотношения для деформаций содержат материальные параметры ε_0, ρ_D , трактуемые как линейная деформация объемного эффекта реакции фазового превращения и интенсивность кристаллографической деформации фазового перехода; в те же соотношения входят материальные функции $\varphi_1(\sigma_i), \varphi_2(\sigma_i)$, трактуемые как функции распределения интенсивности микронапряжений в представительном объеме СПФ (аустенитное и мартенситное состояние соответственно); $f(q)$ - материальная

функция определяющая соотношение между вкладом в деформацию процессов зарождения и развития мартенситных мезоэлементов; $k_q, C_\sigma, \alpha, \Delta U, \Delta S$ - коэффициент теплопроводности, теплоемкость при постоянном напряжении единицы объема, коэффициент температурного расширения, объемная плотность энтальпии и энтропии фазового перехода.

Определяющие уравнения для фазово - структурных деформаций представляют собой весьма сложные соотношения в приращениях, которые, в общем случае, не могут быть проинтегрированы без знания пути термомеханического нагружения. Существуют, однако, исключения из этого вывода, установленные в рамках положения об активных процессах пропорционального нагружения. Пусть в рассматриваемом процессе компоненты девиатора напряжений изменяются пропорционально, отсутствует разгрузка. Предполагается, что

$$q_{st} = q, \quad \varphi_1(\sigma_i) = \varphi_2(\sigma_i) = \varphi(\sigma_i) \quad (7)$$

Тогда уравнения в приращениях (5) могут быть проинтегрированы независимо от пути термомеханического нагружения, в результате чего получается следующее конечное соотношение для девиатора фазово - структурной деформации

$$\varepsilon_{ij}^{phst} = \frac{3}{2} \rho_D q \frac{\sigma_{ij}'}{\sigma_i} \varphi(\sigma_i) + \left(\varepsilon_{ij}^0 - \frac{3}{2} \rho_D q_0 \frac{\sigma_{ij}^0}{\sigma_i^0} \varphi(\sigma_i^0) \right) \psi \quad (8)$$

$$\psi(q, q_0) = \exp \left(\int_{q_0}^q f(\xi) d\xi \right), \quad \psi(q, q_0) = \frac{q}{q_0} \quad (9)$$

Данные соотношения отвечают начальным условиям $\varepsilon_{ij}^{phst}(q_0, \sigma_{ij}^0) = \varepsilon_{ij}^0$, первая формула (9) соответствует прямому, а вторая - обратному фазовому превращению. Если начальные условия таковы, что выполняется равенство

$$\varepsilon_{ij}^0 = \frac{3}{2} \rho_D q_0 \frac{\sigma_{ij}^0}{\sigma_i^0} \varphi(\sigma_i^0) \quad (10)$$

то полученное соотношение существенно упрощается:

$$\varepsilon_{ij}^{phst} = \frac{3}{2} \rho_D q \frac{\sigma_{ij}'}{\sigma_i} \varphi(\sigma_i) \quad (11)$$

Условие (10) справедливо, в частности, для случая процесса, происходящего из полностью аустенитного состояния СПФ, либо из состояния полностью сдвойнированного мартенситного состояния. Структура полученных решений позволяет доказать следующее положение. Пусть рассматриваемый процесс состоит из конечного числа фрагментов, для которых характерно прямое или обратное превращение, сопровождающиеся или нет структурными переходами, и (или) фрагментов, на которых происходит только структурный переход. Для начальной точки первого процесса выполняется соотношение (10), а для всего процесса в целом - сформулированные выше требования пропорциональности изменения девиатора напряжений, отсутствие разгрузки и равенства (7). Тогда для всего процесса в

целом будет справедливо определяющее соотношение (11).

Наиболее ограничительным из сформулированных выше условий справедливости зависимости (9) является второе равенство (7). Можно показать, однако, что в ряде случаев положение об активных процессах пропорционального нагружения справедливо и при невыполнении этого равенства. Так, если речь идет о прямом превращении при постоянном значении девиатора напряжений, то требовать выполнения второго равенства (7) не нужно, а в полученные выше конечные соотношения следует вместо функции $\varphi(\sigma_i)$ подставить $\varphi_1(\sigma_i)$. Если же речь идет только об обратном превращении в случае наличия или отсутствия структурного перехода при пропорциональном изменении компонент девиатора напряжений и отсутствии разгрузки, либо только о структурном переходе в тех же условиях, то здесь даже при нарушении второго равенства (7) будет справедливо решение (8) и последующие формулы, в которых необходимо в качестве функции $\varphi(\sigma_i)$ использовать функцию $\varphi_2(\sigma_i)$. Переход от соотношений в приращениях (5) к конечным определяющим уравнениям (8) или (11) существенно упрощает процесс решения краевых задач.

Приведенная система состоит из трех групп соотношений. Уравнения (1)-(3) служат для определения распределения по материалу и изменения со временем параметра фазового состава. Уравнения (4), (5) определяют напряженно - деформированное состояние. Уравнение энергетического баланса (6) служит для определения распределения по материалу и изменения со временем температуры. Для формулировки краевых задач к системе определяющих соотношений добавляются уравнения равновесия (движения), условия совместности, граничные и начальные условия.

Легко видеть, что в общем случае эти три группы соотношений в силу их связанности, не могут рассматриваться ни по отдельности, ни последовательно, а должны анализироваться одновременно. Тем не менее, возможны некоторые упрощенные постановки краевых задач для СПФ. В частности, если в уравнениях (2), (3) пренебречь влиянием действующих напряжений и накопленных деформаций на характерные температуры фазовых переходов, а также диссипативными слагаемыми и термоупругой связностью в соотношении (6), то температурная задача сводится к обобщенному уравнению теплопроводности

$$k_q \Delta T = C(T) \dot{T}, \quad C(T) = C_\sigma + \frac{\pi}{2} \Delta U \sin(\pi) \quad (12)$$

где $t = \frac{M_s^0 - T}{M_s^0 - M_f^0}$, $t = \frac{A_f^0 - T}{A_f^0 - A_s^0}$ для прямого и обратного превращения соответственно. В данном случае температурная задача (12) решается независимо, после чего определяется по формуле (1) фазовый состав и далее независимо же с использова-

нием уравнений (4),(5) находится напряженно - деформированное состояние. Такая постановка задачи определяется как несвязная.

Возможен вариант однократно связанной постановки, в рамках которого температурный режим считается заданным (например, предполагается равномерное распределение температур по материалу, что соответствует весьма медленным процессам). В этом случае уравнение (6) не решается, а соотношения (1)-(5) рассматриваются совместно с учетом влияния действующих напряжений и накопленных деформаций на параметр фазового состава. Возможен альтернативный вариант однократно связанной задачи, в рамках которого принимается гипотеза о равномерном распределении по материалу значения параметра q и его заданное изменение со временем (возрастание при прямом и убывание при обратном фазовом переходе). В этом случае на первом этапе решается связанная задача при совместном использовании уравнений (1) - (5) и все неизвестные (напряжения, деформации, смещения) находятся как функции координат и параметра фазового состава q . Далее, исходя из (1) определяется температура как функция параметра q , напряжений и деформаций, также зависящих от q :

$$T = M_s^\sigma - \frac{M_s^0 - M_f^0}{\pi} \arccos(1 - 2q) \quad (13)$$

$$T = A_f^\sigma - \frac{A_f^0 - A_s^0}{\pi} \arccos(1 - 2q) \quad (14)$$

Здесь соотношение (13) соответствует прямому, а (14) - обратному превращению. Таким образом, получается параметрическая форма решения (все искомые величины выражены через параметр q).

В особый класс следует выделить задачи, решаемые в рамках "жестко-фазово-структурного" анализа, когда можно пренебречь упругими деформациями по сравнению с фазово-структурными. Данное предположение позволяет не только существенно упростить процедуру решения, но и определить некие аналоги предельных нагрузок на элементы из СПФ [4].

Постановку начально - краевых задач термомеханики для СПФ, в рамках которой учитываются в связанной форме все определяющие соотношения (1)-(6) можно назвать дважды связанной. Здесь

можно выделить класс статически определимых задач при фиксированных нагрузках. В этом случае уравнение энергетического баланса существенно упрощается и может в некоторых случаях решаться независимо.

Особый класс проблем для СПФ составляют задачи устойчивости. В [5] экспериментально установлено, что фазовые превращения могут являться причиной потери устойчивости элементов из СПФ. В [6,7] сформулированы различные концепции, в рамках которых это явление может быть адекватно описано. Это - концепции фиксированной или варьируемой нагрузки, повсеместного фазового перехода, повсеместного структурного превращения. Применение данных концепций позволяет получать решения задач устойчивости для элементов из СПФ, соответствующие экспериментальным данным. В докладе приводятся результаты решения упомянутых выше задач.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 14-01-00189_а).

Список литературы

1. 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.
2. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Моделирование фазовых и структурных превращений в сплавах с памятью формы, происходящих под действием монотонно меняющихся напряжений // Известия РАН. Механика твердого тела. 2014. №1. С. 37-53.
3. Мовчан А.А., Ньютон Со. 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. Машинин А.Б., Мовчан А.А. Задача о прямом мартенситном превращении в толстостенном цилиндре из сплава с памятью формы // Известия РАН. Механика твердого тела. 2016. №3. С. 100-114.
5. 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.
6. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Потеря устойчивости круглой пластины из сплава с памятью формы, вызванная обратным термоупругим мартенситным превращением // Известия РАН. Механика твердого тела. 2008. № 1. С. 117-130.
7. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г. Устойчивость круглой пластины из сплава с памятью формы при прямом мартенситном превращении // Прикладная математика и механика. 2006. Т. 70. Вып. 5. С. 869-881.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ И ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ФАЗОВЫХ И СТРУКТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ

Мовчан А.А.^{*}, Казарина С.А., Сильченко А.Л.
ИПРИМ РАН, Москва, Россия; ^{*} movchan47@mail.ru;

Аннотация: Представлены результаты экспериментальных исследований монотонного нагружения образцов из никелида титана в режиме мартенситной неупругости после предварительного полного прямого превращения под действием постоянных напряжений различной величины и последующей разгрузки. Проведено теоретическое описание этих процессов в рамках модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, эксперимент, фазовые и структурные деформации, модель.

Введение

Уникальные свойства сплавов с памятью формы (СПФ) связаны с происходящими в этих материалах фазовыми и структурными превращениями. Под фазовыми превращениями в СПФ типа никелида титана понимается происходящий при охлаждении или росте напряжений прямой переход из высокотемпературной аустенитной фазы с кристаллической решеткой типа $B2$ в низкотемпературную мартенситную с кристаллической решеткой типа $B19'$ и происходящее при нагреве или разгрузке обратное превращение. Под структурным превращением понимается происходящий при изотермическом нагружении переход, связанный с раздвиганием и переориентацией мартенсита, приводящий к увеличению степени ориентированности низкосимметричных мартенситных ячеек. Это явление часто идентифицируется как мартенситная неупругость.

К настоящему времени деформационные эффекты фазовых и структурных превращений в СПФ достаточно подробно исследованы экспериментально. Неясен, однако, вопрос о соотношении деформаций мартенситной неупругости и полного прямого превращения, соответствующих одному и тому же значению напряжения. Практически не исследованы процессы, в которых одновременно или последовательно на одном и том же образце происходят как фазовые, так и структурные превращения.

В данной работе проведено сравнение полученных экспериментально диаграмм прямого превращения и мартенситной неупругости. Сообщаются результаты экспериментальных исследований, в которых на первом этапе проводилось полное прямое превращение под действием постоянных или меняющихся напряжений, а на втором, после разгрузки, осуществлялось нагружение в режиме мартенситной неупругости. Таким образом, исследовалось взаимодействие фазовых и структурных механизмов деформирования СПФ.

Образцы и методика проведения опытов

Образцы для проведения эксперимента были изготовлены из прутка никелида титана примерно равноатомного состава диаметром 4 мм. Пруток по-

сле его перевода в полностью мартенситное состояние подвергался продольной многопроходной прокатке до значения степени логарифмической деформации -0.7 . Толщина заготовок после прокатки составляла около 2 мм. Затем, полученные заготовки шлифовались по бокам в районе рабочей части для придания образцу формы двойной лопатки с шириной рабочей части 2 мм и шириной захватных частей около 6 мм. Длина рабочей части составляла 30 мм. После изготовления образцы отжигались при температуре $T = 450^\circ\text{C}$ в течение 1 часа с последующим охлаждением вместе с печью.

Поскольку для получения базовой диаграммы полного прямого превращения под действием постоянного напряжения требовалось исключительно мягкое нагружение, то все опыты проводились на испытательной установке рычажного типа, в которой осуществляется нагружение фиксированным грузом. Удлинение образца измерялось двумя индукционными датчиками с точностью измерений 0.001 мм. Таким образом, абсолютная погрешность при измерении относительного удлинения не превышала 0.00004. Перевод в полностью аустенитное состояние осуществлялся с помощью нагрева путем пропускания электрического тока до температуры 170°C . Охлаждение до комнатной температуры, необходимое для проведения прямого фазового превращения, производится путем уменьшения напряжения тока, пропускаемого по образцу. Вся установка находится в морозильной климатической камере. Охлаждение ниже комнатной температуры (до -20°C) производится путем включения режима охлаждения этой камеры.

Перед нагружением в режиме мартенситной неупругости образцы выдерживаются в морозильной камере или жидком азоте для гарантированного перевода в полностью мартенситное состояние. Далее проводится ступенчатое нагружение с выдержкой на каждой ступени процесса, что связано с экспериментально обнаруженными в [1] реономными свойствами СПФ. В частности, на каждой ступени мягкого ступенчатого нагружения после скачка нагрузки наблюдается затухающий рост структурных деформаций при постоянном напряжении и постоянной температуре, напоминающий явление

ограниченной ползучести. Выдержка на каждой ступени процесса нагружения продолжалась до тех пор, когда заканчивалось направленное изменение показаний датчиков удлинения. Продолжительность выдержки зависела от уровня напряжений и величины их скачка и доходила до 1 часа. Таким образом, получаемые в работе диаграммы соответствуют предельно – медленным процессам нагружения. Установлено, что при упругом деформировании образцов из СПФ в мартенситном фазовом состоянии (при разгрузке или повторном нагружении) реологические свойства не проявляются, т.е. их наличие характеризует именно процесс структурного деформирования. Поэтому обнаружение явления ограниченной ползучести рассматривалось как дополнительный признак перехода от упругого процесса к неупругому в процессе мягкого ступенчатого нагружения СПФ.

Экспериментальные результаты

Экспериментально получены диаграммы предельно – медленного нагружения образцов в режиме мартенситной неупругости и диаграммы прямого превращения того же материала. Под диаграммой прямого превращения понимается зависимость девиаторной составляющей фазовой деформации полного прямого превращения под действием постоянного напряжения от величины этого напряжения. Необходимость построения диаграммы именно в девиаторных компонентах деформации связана с тем обстоятельством, что используемые для сравнения деформации мартенситной неупругости отсчитываются не от аустенитного состояния, а от состояния полностью сдвоенного мартенсита, и, поэтому, содержат только девиаторные компоненты деформаций. Для получения одной диаграммы прямого превращения испытывалось от 10 до 15 образцов (каждый – для своего значения постоянного напряжения). Из полученных значений фазовой деформации вычиталась величина линейной деформации объемного эффекта реакции прямого фазового превращения.

Установлено, что диаграммы мартенситной неупругости и прямого фазового превращения различаются весьма существенно. Диаграммы мартенситной неупругости при одноосном растяжении вдоль направления предварительной прокатки имеют более или менее ярко выраженный участок с весьма низким упрочнением, напоминающий площадку текучести. Диаграммы прямого превращения такого участка не имеют. Деформация прямого превращения, соответствующая некоторому уровню напряжений всегда превосходит деформацию мартенситной неупругости, соответствующую тому же уровню напряжений. С ростом от нуля уровня напряжений разница между деформациями прямого превращения и мартенситной неупругости сначала резко возрастает от нуля до некоторой максимальной величины, соответствующей напряжению нача-

ла «площадки текучести». Далее эта разница монотонно сокращается (весьма резко в районе «площадки текучести» и умеренно после ее завершения). Однако даже для самых высоких напряжений деформация полного прямого превращения все же несколько превосходит деформацию мартенситной неупругости. На основании полученных экспериментальных данных можно предположить, что при увеличении напряжений до достаточно больших величин как девиаторная компонента деформации прямого превращения, так и деформация мартенситной неупругости стремятся к одной и той же величине, коррелирующей с интенсивностью кристаллографической деформации ρ_D фазового превращения для данного СПФ.

Полученные экспериментальные данные важны для идентификации модели нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях [2-4]. Определяющие соотношения этой модели содержат две материальные функции $\varphi_1(\sigma_i)$ и $\varphi_2(\sigma_i)$, трактуемые как функции распределения интенсивности микронапряжений в представительном объеме СПФ (для аустенитного и мартенситного состояния соответственно). С другой стороны установлено, что диаграмма прямого превращения СПФ в рамках этой модели с точностью до множителя ρ_D совпадает с функцией $\varphi_1(\sigma)$, а диаграмма мартенситной неупругости с точностью до того же множителя совпадает с функцией $\varphi_2(\sigma)$. Полученные экспериментальные результаты свидетельствуют, прежде всего, о том, что функции φ_1 и φ_2 различны (в ранних версиях модели [2,3] предполагалось, что $\varphi_1 = \varphi_2$). Кроме того, форма экспериментально полученных диаграмм (с постоянным знаком выпуклости для диаграммы прямого превращения и наличием «площадки текучести» и точки перегиба на диаграмме мартенситной неупругости) наталкивает на мысль о том, что функция φ_1 соответствует распределению Лапласа, а φ_2 – распределению Вейбулла. Следующее из экспериментальных данных неравенство

$$\varphi_1(\sigma_i) > \varphi_2(\sigma_i) \quad (1)$$

накладывает определенные ограничения на параметры этих распределений, которые должны обязательно соблюдаться. Получено соотношение между параметрами распределений Лапласа и Вейбулла, выполнение которого обеспечивает справедливость неравенства (1) для всех значений интенсивности напряжений σ_i .

Экспериментально исследованы двухэтапные процессы деформирования СПФ, в которых на первом этапе проводилось полное прямое превращение под действием постоянных (первая серия опытов) и меняющихся заданным образом (вторая серия опытов) напряжений, а на втором после разгрузки осуществлялось изотермическое нагружение в мартен-

ситном фазовом состоянии до достаточно больших значений напряжения (так называемая «доориентация мартенсита»). Целью опытов было исследование взаимного влияния фазовых и структурных деформаций, последовательно генерируемых на одном и том же образце.

Результаты экспериментов для случая постоянных напряжений при прямом превращении приведены на рис. 1. Кривые 1 и 9 являются, соответственно, диаграммами мартенситной неупругости (в исходном состоянии) и прямого превращения. Кривые 2-8 являются диаграммами доориентации после прямого превращения под действием напряжений 25, 50, 75, 100, 150, 200 и 300 МПа.

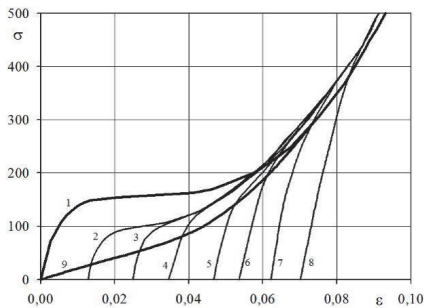


Рис.1

Установлено, что предварительное прямое превращение образца существенно изменяет диаграмму последующего нагружения в режиме мартенситной неупругости, приводя к деформационному упрочнению материала по сравнению с исходной диаграммой мартенситной неупругости полностью сдвоенного мартенсита. В этом можно убедиться, сдвинув кривые №№ 2-8 по горизонтали в начало координат и сравнив их с диаграммой 1. Согласно рис. 1 все диаграммы доориентации с ростом напряжений выходят на единую кривую, которая для $\sigma < 200$ МПа расположена ниже исходной диаграммы мартенситной неупругости, а для $\sigma > 200$ МПа проходит эквидистантно этой диаграмме несколько выше нее. Все кривые доориентации мартенсита пересекают исходную диаграмму прямого превращения (кривая 9), причем точка перехода к неупругому деформированию, вычисленная по допуску на остаточную деформацию 0.2% на каждой из кривых доориентации лежит выше диаграммы прямого превращения. Следовательно, мартенсит, полученный при прямом превращении под действием напряжения σ имеет напряжение начала неупругого деформирования при последующем нагружении в режиме мартенситной неупругости более высокое, чем σ .

Проведены опыты по доориентации мартенсита, полученного при предварительном прямом превращении под действием меняющихся напряжений. В частности, сравниваются диаграммы доориентации мартенсита, полученного при полном прямом превращении под действием напряжения, которое для первого образца возрастало от значения 258 МПа до значения 405 МПа, а для второго образца монотонно убывало в тех же пределах. Оказалось, что первый образец в процессе доориентации вел себя упруго вплоть до напряжений 450 МПа, тогда как у второго отклонение 0.2% от упругого поведения наблюдалось уже при напряжении 300 МПа. Эти результаты являются прямым доказательством микронеоднородности упрочнения мартенситной части представительного объема СПФ после прямого превращения при уменьшающемся напряжении.

На этом предположении основана представленная в [5,6] модификация ранее предложенной модели нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях [1-3], которая возможна неоднородность упрочнения СПФ не учитывала.

В рамках модифицированной модели были решены задачи о доориентации образца из СПФ после его предварительного прямого превращения под действием постоянного или монотонно убывающего напряжения. Полученные результаты качественно соответствуют изложенным выше экспериментальным данным.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 14-01-00189 а).

1. Мовчан А.А., Казарина С.А., Тант Зин Аунг Реомные свойства сплавов с памятью формы, проявляемые в опытах на мартенситную неупругость и сверхупругость. Механика композиционных материалов и конструкций. 2010. Т. 16. №3. С. 305-311.
2. Мовчан А.А., Мовчан И.А. Одномерная микромеханическая модель нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при прямом и обратном термоупругих превращениях. Механика композиционных материалов и конструкций. 2007. Т. 13. № 3. С. 297-322.
3. 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.
4. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г., Сильченко Т.Л. Учет явления мартенситной неупругости при обратном фазовом превращении в сплавах с памятью формы. // Известия РАН. Механика твердого тела. 2011. № 2. С. 44-56.
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.

ФОРМИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ КЛЕЕВОГО ЭЛАСТОМЕРНОГО СОЕДИНЕНИЯ ПРИ СДВИГЕ

Неповинных В.И.¹, Думанский А.М.^{2*}, Русин М.Ю.¹

¹«ОНПП «Технология», Обнинск, Калужская обл., Россия, info@technologiya.ru

²ИМАШ РАН, Москва, Россия; *alduman@rambler.ru

Аннотация: Выявлены закономерности поверхности разрушения эластомерного клеевого слоя при сдвиге, заключающиеся в формировании волнообразного рельефа определенной периодичности, параметры которого зависят от толщины слоя. Перемещения в клеевом слое определялись по схеме простого сдвига и, предполагалось, что разрушение происходило в направлении, перпендикулярном максимальным значениям перемещений. Получены выражения для геометрии ячейки периодичности поверхности разрушения.

Ключевые слова: простой сдвиг, эллипс деформации, поверхность разрушения.

Моделирование клеевого слоя

Деформация клеевого слоя (КС) при больших деформациях моделировалась с помощью схемы простого сдвига, рис. 1. В соответствии с заданной схемой элемент слоя представляет собой прямоугольник, в котором, в процессе деформации происходит перемещение верхней границы слоя параллельно неподвижной нижней части. Согласно предложенной схеме прямоугольное сечение КС в процессе аффинного преобразования сдвига превращается в параллелограмм. Неизменность высоты параллелограмма и длины его основы свидетельствуют о конгруэнтности площади во всех состояниях КС и о несжимаемости герметика соответственно.

Описанная выше схема деформирования описана в работе [1], численное моделирование КС на основе кремнийорганических герметиков рассмотрено в [2]. Подробный анализ, посвященный геометрии сдвига в условиях больших деформаций, приведен в [5,6].

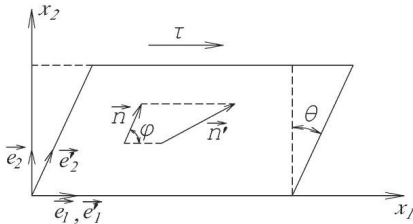


Рис. 1. Схема деформирования КС при простом сдвиге.

Деформирование клеевого слоя

Преобразование координат исходной конфигурации, соответствующей схеме простого сдвига может быть описано с помощью следующих соотношений [1,4]

$$\begin{aligned} x'_1 &= x_1 + kx_2 \\ x'_2 &= x_2 \\ x'_3 &= x_3, \end{aligned} \quad (1)$$

Градиент тензора деформации определяется из соотношений (1) следующим образом и равен

$$F = \begin{pmatrix} \frac{\partial x'_1}{\partial x_j} \\ \frac{\partial x'_2}{\partial x_j} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & k & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (2)$$

В соответствии с рис. 5 единичный вектор $\vec{n} = (\cos \varphi \quad \sin \varphi \quad 0)^T$ при сдвиге переходит в вектор $\vec{n}'$, с помощью тензора градиента деформации [3], представляющего связь исходной и текущей систем координат

$$\vec{n}' = F \cdot \vec{n} = \begin{pmatrix} \cos \varphi + k \sin \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (3)$$

где $k = \tan \theta$ - величина сдвига. Отметим, что при простом сдвиге осуществляется поворот и удлинение исходного вектора. Соотношение (3) может быть использовано для пересчета координат точки при простом сдвиге.

Характер деформации в сечении КС может быть описан с помощью эллипсов деформации [3]. Проведем анализ преобразования окружности вписанной в КС при деформации простого сдвига. Очевидно, что в процессе деформации исходная окружность превращается в эллипс. Длины главных осей эллипса могут быть определены с помощью выражения [1], полученного для оценки квадрата длины единичного вектора $\vec{n}$ определенной исходной ориентации

$$\lambda_n^2(k, \varphi) = 1 + \frac{k^2}{2} + k \sin 2\varphi - \frac{k^2}{2} \cos 2\varphi \quad (4)$$

Для удобства выражение (4) может быть преобразовано следующим образом

$$\lambda_n^2(k, \varphi) = 1 + \frac{k^2}{2} + \sqrt{k^2 + \frac{k^4}{4}} \sin(2\varphi - \beta) \quad (5)$$

где $\beta = \arctg\left(\frac{k}{2}\right)$.

Максимальное и минимальное значения квадратов удлинений, определяемые с помощью (5) из условий равенства $\sin(2\varphi - \beta) = \pm 1$ равны соответственно:

$$\lambda_{n\max,\min}^2 = 1 + \frac{k^2}{2} \pm \sqrt{k^2 + \frac{k^4}{4}}. \quad (6)$$

Отметим, что полученные значения взаимно обратны являются собственными значениями матрицы правого тензора Коши-Грина $C = F^T F$

$$C = F^T F = \begin{pmatrix} 1 & k & 0 \\ k & k^2 + 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Деформирование происходит по схеме, приведенной на рис. 2, исходная окружность вписана в толщину слоя. По теореме Коши о полярном разложении [4-6] деформация может быть представлена в виде последовательных действий растяжения и поворота: $F = RU = VR$, где R - матрица поворота, а U, V - матрицы растяжения.

Угол наклона главной оси эллипса, при котором имеет место максимальное значение кратности удлинения, определяется следующим выражением:

$$\varphi(k) = \frac{1}{2} \arctg \frac{k}{2}. \quad (7)$$

Тогда уравнение С-эллипса представляет собой квадратичную форму определяемую следующим соотношением $c_{ij}x_i x_j = p^2$, где c_{ij} - элементы матрицы C , p - бесконечно малая величина.

Поскольку изменения геометрии КС происходят в плоскости $Ox_1 x_2$, будем рассматривать двумерную задачу. Окружность в ненапряженном слое при простом сдвиге переходит в эллипсы, главные оси которых являются собственными векторами правого тензора Коши-Грина. Следует отметить, что величины собственных значений взаимно обратны, что определяет вытягивание эллипса в направлении большего по величине собственного вектора и сжатие в направлении малого. Деформирование происходит по схеме, приведенной на рис. 2, исходная окружность вписана в толщину слоя.

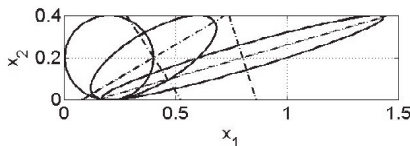


Рис. 2. Схема преобразования окружности в эллипс при простом сдвиге последовательно для значений $k = 0, 1, 3$.

Из рис. 2 видно, что центр эллипса смещается вправо параллельно оси Ox_1 в середине клевого

слоя с ростом величины сдвига. Центр эллипса имеет следующие координаты $x_0 = \left(\frac{h}{2}, \frac{h}{2}(1+k) \right)$. При

увеличении величины сдвига эллипс вытягивается в направлении большей оси и решающую роль в разрушении начинают играть усилия, производящие такие перемещения.

Уравнение С-эллипса после преобразований принимает следующий вид: $(x_1 + kx_2)^2 + x_2^2 = p^2$.

Определение геометрических параметров поверхности разрушения клевого слоя

Вытягивание эллипса подсказывает возможные пути формирования поверхности разрушения. Предполагая, что разрушение будет происходить в направлении, перпендикулярном направлению действия максимального растяжения можно осуществить прогноз поверхности разрушения клевого слоя.

Исходя из геометрии поверхности разрушения, можно определить длину шага разрушения и число волн разрушения соответственно:

$$l_s = \frac{2\tilde{h}}{\sin 2\theta_f} = \tilde{h}\sqrt{k^2 + 4} = \tilde{h}\left(\lambda_* + \frac{1}{\lambda_*}\right); \quad (8)$$

$$n_* = \frac{L}{l_s} = \frac{L}{\tilde{h}\left(\lambda_* + \frac{1}{\lambda_*}\right)},$$

где $\tilde{h}$ - часть толщины КС с выключенными из учета пограничными слоями, прилегающими к субстрату, L - длина КС, θ_f - угол направления движения трещины равен: $\theta_f = \theta_* + \frac{\pi}{2}$. Соотношения

(8) получены с учетом полученного в [1] соотношения $k = \lambda - \frac{1}{\lambda}$ устанавливающего связь между

величиной сдвига и коэффициентом растяжения. Там где толщина слоя меньше число волн разрушения увеличивается. Вопрос определения величины $\tilde{h}$ может быть проведен на основе анализа экспериментальных данных или на основе визуального анализа поверхности разрушения. Измерение длины и высоты волн периодичности разрушения выполнено на основе данных из рис. 3.

Решая уравнение $\lambda_*(k, \varphi) = 1$, можно определить границы зон эллипса, отделяющие области растяжения и сжатия. Один из углов определяющих эту границу равен:

$$\varphi_* = -\arctg \frac{2}{k}. \quad (9)$$

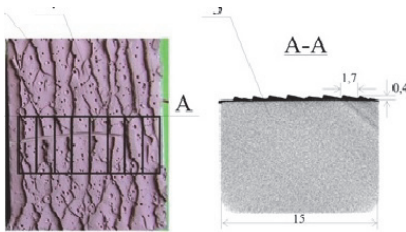


Рис. 3. Экспериментальный расчет периода и числа волн разрушения

Следует отметить, что подобный результат был геометрически описан при изучении адгезионных свойств матрицы в однонаправленном при сдвиге матрицы относительно волокна [5]. Поскольку деформации в данном случае малы, угол разрушения составляет примерно 45° , что является частным случаем данных, приведенных в данной работе. Геометрическая интерпретация показана на рис. 4 из работы [5].

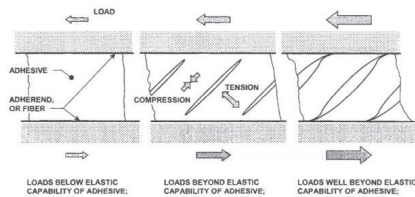


Рис. 4. Характер разрушения связующего при сдвиге вдоль волокна [5]

На рис. 4 представлена зависимость угла разрушения, представляющая собой угол между направлением распространения разрыва и отрицательным направлением оси абсцисс.

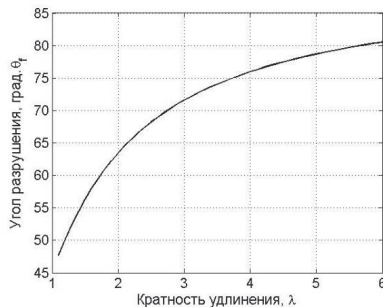


Рис. 4. Расчетная кривая зависимости угла разрушения от предельного значения кратности удлинения герметика

Предельное значение нагрузки может быть определено путем расчета эффективной площади разрушения КС.

Выводы

Проведен экспериментальный анализ поверхности разрушения КС при сдвиге образцов клеевого соединения, изготовленных на основе кремнийорганического герметика ВИКСИНТ. Получены соотношения позволяющие объяснить периодичность поверхности разрушения КС. Показано, что число волн периодичности пропорционально толщине КС и предельному значению коэффициента растяжения герметика. Показано что расчетные параметры поверхности разрушения и количества волн согласуются с экспериментом.

Изменение поверхности разрушения может измениться в условиях повышенных температур, поскольку произойдет изменение предельного значения удлинения герметика. Наличие пор характерных при производстве герметика может изменить картину перемещений в КС и требует проведения дополнительных исследований.

1. Думанский А.М., Неповинных В.И., Русин М.Ю. Оценка предельного состояния герметиков в конструкциях летательных аппаратов // Клеи. Герметики. Технологии. 2014. № 2. С. 31-38.
2. Татарников О.В., Русин М.Ю. Воробьев С.Б., Прасолов А.Н. Моделирование упругого поведения кремнийорганических герметиков при больших деформациях предельного состояния герметиков в конструкциях летательных аппаратов // Клеи. Герметики. Технологии. 2008. № 9. С. 20-23.
3. Boulanger Ph., Hayes M. Shear In: Nonlinear elasticity. Theory and applications. Ed. by Y.B. Fu and R.W. Ogden. Cambridge University Press. 2001. pp. 201-232.
4. Трусделл К. Первоначальный курс рациональной механики сплошных сред. ред. М.: Мир.- 1975. 592 с.
5. Hart-Smith L.J. The design of adhesively bonded joints // In: The mechanics of adhesion. Ed. By D.A. Dillard and A.V. Pocius. Elsevier. 2002. pp. 746-777.
6. Ogden R.W. Elements of the theory of finite elasticity In: Nonlinear elasticity. Theory and applications. Ed. by Y.B. Fu and R.W. Ogden. Cambridge University Press. 2001. pp. 1-57.

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ РАБОТЫ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРОВ НАВЕСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С ЦЕЛЬЮ КЛАССИФИКАЦИИ ХАРАКТЕРНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЦИЛИНДРОВ

Никонова Т.Ю.^{*}, Жетесова Г.С., Митрофанова Е.А., Сагитов А.А.

Казахский агротехнический университет им. С.Сейфуллина, Астана, Казахстан, ^{*} nitka82@list.ru;

Аннотация: В статье авторами проводится анализ условий работы гидростоек навесного оборудования сельскохозяйственных машин, причины отказов гидростоек, а также классификация основных дефектов характерных данному типу оборудования.

Ключевые слова: гидроцилиндр, навесное оборудование, предельное состояние, дефекты

Наибольшим внешним воздействиям в процессе эксплуатации гидроцилиндров навесного оборудования подвергаются поверхности гильзы (внутреннее отверстие), в то время как внутренние слои металла практически не испытывают нагрузок. Именно верхние слои противостоят изнашиванию, коррозии, тепловому воздействию и т.д.

Анализ работы гидростоек показал, что их элементы являются подвижными относительно друг друга, причем зазоры между ними устанавливаются исходя из необходимости сохранения подвижных посадок в сопряжениях пар «поршень-цилиндр» и «шток-втулка». Из-за наличия зазоров в таких соединениях, несмотря на наличие фильтров очистки рабочей жидкости, в гидросистемах имеется присутствие твердых частиц размерами до 80 мкм, разрушающих поверхность элементов гидростоек путем резания или царапания с отделением микростружки.

Эти частицы могут попадать извне в смазку на поверхность трения, возникать как продукты изнашивания данной пары или являться твердыми структурными составляющими материала одного из сопряженных элементов. Поэтому во многих случаях абразивные частицы при работе сопряжения не могут быть полностью удалены. Даже при хорошей фильтрации масла и изоляции поверхности трения имеются условия для абразивного изнашивания [1].

Наличие в водно-масляной эмульсии механических примесей, частиц пыли являются основной причиной износа внутренней поверхности цилиндра.

Износ контактирующих рабочих поверхностей цилиндра и штока усиливается наличием коррозии в жидкости и фреттинг-коррозией («коррозией трения»).

Восстановление элементов гидростоек механизированных крепей в случае их повреждения или отказа требует определенных затрат труда и времени. Характер функциональных отказов гидростоек погрузчика на трактор МТЗ ввиду повреждения их элементов приведены на рис.1.

О долговечности и несущей способности гидростоек сельскохозяйственных машин можно судить по предельному состоянию их элементов или неустраняемому нарушению их функциональных параметров, при наступлении которого они перестают удовлетворять заданным требованиям эксплуатации.



Рис. 1. Отказы гидростоек

Критерием предельного состояния гидростоек является [2]:

- изгиб или поломка штока, раздутие гидроцилиндра;
- износ, забоины или коррозия рабочих поверхностей штока и цилиндра, приводящие к порче уплотнительных узлов и неустраняемым перетокам рабочей жидкости.

Наступление предельного состояния определяется тремя группами разрушений и деформаций:

- 1 группа - это разрушения и деформации, возникающие под воздействием силовых факторов;
- 2 группа - деформации и различные виды дефектов, повреждений и брака, возникающих при низком качестве проектирования, изготовления (термообработки) и эксплуатации;
- 3 группа - деформации, возникающие вследствие появления недопустимых перемещений при взаимодействии элементов гидростоек между собой и коррозия.

Первая и третья группы разрушений и де-

формаций, несмотря на наличие уплотнений в гидростойках, способствуют уменьшению жесткости ее элементов, появлению сдвигов в соединениях гидростоек, которые влекут за собой такие повреждения как задиры, риски, и как следствие коррозию цилиндров гидростоек навесного оборудования рис.2, 3, 4.

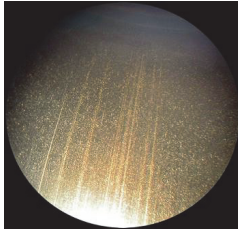


Рис.2. Риски на внутренней поверхности цилиндра погрузчика на трактор МТЗ

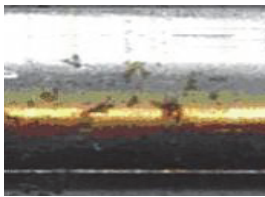


Рис.3. Коррозия гидроцилиндра роторной косилки навесной КРН-2,1

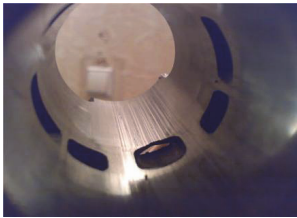


Рис.4. Задиры продольный гидроцилиндров культиватора навесного КПС-4

Вторая группа деформаций вызывает изгибы штоков, деформацию гильзы гидроцилиндра, развальцовку отверстий головок штоков гидростоек и т.п. рис. 5.

Перечисленные группы разрушений и деформаций способствуют снижению несущей способности всей конструкции гидростойки и не позволяют полностью использовать рабочие сечения элементов [3].

Повреждения элементов гидростоек приводят к нарушению ее работоспособности, от которой в значительной степени зависит надежность управления всей машиной в целом и выход ее из строя.

Анализ результатов дефектации элементов

гидростоек сельскохозяйственных машин, поступивших в ремонтные цеха завода КарГорМаш-М, позволили выявить все виды дефектов, после их эксплуатации.

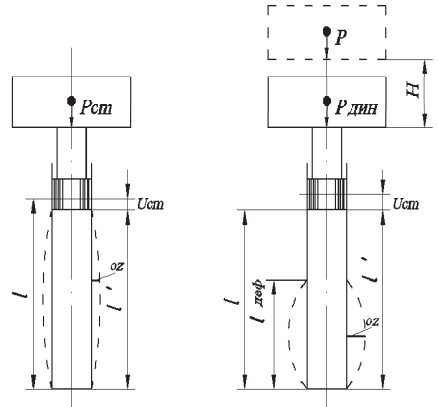
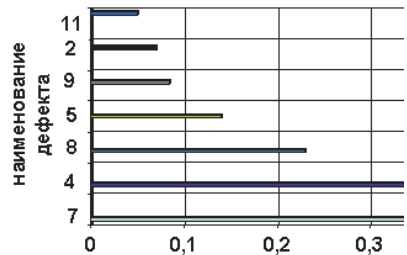


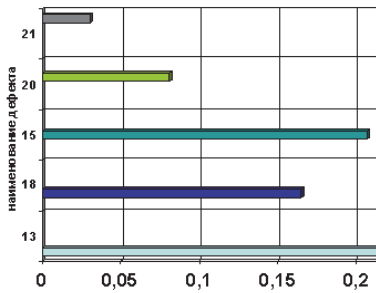
Рис.5. Деформации гидроцилиндра

На диаграммах дефектов элементов гидростоек погрузчика на трактор МТЗ за 2010 – 2015 годы отражено среднее взвешенное количество дефектов $K_{\text{деф}}$, приходящееся на один элемент i -го вида, рис.6,7,8.



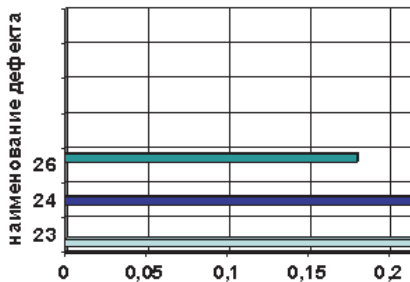
7 – забоина на штоке; 4 – риска в пределах допуска; 8 – коррозия штока; 5 – вмятина на штоке; 9 – отслаивание покрытия; 2 – изгиб штока; 11 – износ резьбы

Рис.6. Диаграмма кодировки и наименований дефектов штоков гидростоек погрузчика на трактор МТЗ за период 2010 – 2015 годы



13 – риска и царапины на зеркале цилиндра; 18 – коррозия цилиндра; 15 – раздутие цилиндра свыше 0,5 мм; 20 – деформация опоры; 21 – износ гнезд

Рис. 7. Диаграмма кодировки и наименования дефектов цилиндров гидростоек погрузчика на трактор МТЗ за период 2010 – 2015 годы



23 – износ и деформация резьбы; 24 – забоины по кромкам канавок, уплотнительных колец и манжет; 26 – износ направляющих латунных поясков

Рис. 8. Диаграмма кодировки и наименования дефектов поршня и втулки гидростоек погрузчика на трактор МТЗ за период 2010 – 2015 годы

Проанализировав диаграммы дефектов элементов гидростоек погрузчика на трактор МТЗ, можно сделать вывод, что основными дефектами являются:

- риски, коррозия, раздутие - у цилиндров ($K_{\text{деф}} = 0,414$);

- забоины, риски, вмятины, коррозия – у штоков ($K_{\text{деф}} = 0,292$);

- износ и деформация резьбы, забоины по кромкам канавок, уплотнительных колец и манжет - у поршней и втулок ($K_{\text{деф}} = 0,22 \dots 0,30$).

Довольно высокие коэффициенты дефектов элементов гидростоек позволяют говорить, что они не обладают достаточной степенью надежности.

Поскольку процесс функционирования гидростойки представляет собой последовательность во времени интервалов безотказной работы, перемежаемых интервалами восстановления, с точки зрения надежности гидростойка может характеризоваться следующими критериями - средним временем безотказной работы и средним временем восстановления.

Довольно высокие коэффициенты дефектов элементов гидростоек навесного оборудования позволяют говорить, что они не обладают достаточной степенью надежности.

Поскольку процесс функционирования гидростойки представляет собой последовательность во времени интервалов безотказной работы, перемежаемых интервалами восстановления, с точки зрения надежности гидростойка может характеризоваться следующими критериями - средним временем безотказной работы и средним временем восстановления.

Проведенный анализ позволяет утверждать, что для обеспечения надежной работы навесного оборудования сельскохозяйственных машин возникает необходимость повышения работоспособности основных поверхностей элементов оборудования и пересмотра существующей технологии изготовления основной его части - гидроцилиндра.

1. Буше Н.А. Трение, износ и усталость в машинах. – М.: Транспорт, 1987. - 223 с.

2. Гаркунов Д.Н. Триботехника. – М.: Машиностроение, 1985. – 424с.

3. Никонова Т.Ю., Жетесова Г.С. Анализ предельных состояний гидростоек механизированных крепей // Труды VI международной научно-практической конференции «ИННОВАЦИИ В ТЕХНОЛОГИЯХ И ОБРАЗОВАНИИ» Белово, 17-18 мая 2013, С. 383-386

СОВЕТСКИЕ ПИОНЕРЫ ДРОБНОГО ИНТЕГРО-ДИФФЕРЕНЦИРОВАНИЯ. I. А.Н.ГЕРАСИМОВ. БИОГРАФИЯ

Новоженева О.Г.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; info-viniti@yandex.ru;

Аннотация: Ниже представлена краткая биография советского механика А.Н.Герасимова, одного из инициаторов дробного исчисления в вязко-упругости.

Ключевые слова: дробная производная Герасимова-КапUTO, линейные операторы, эвлетероз, последствие и релаксация, докторская диссертация



Алексей Никифорович ГЕРАСИМОВ
(1897 –1968)

Герасимов Алексей Никифорович родился 24 марта 1897 г. в станице Кочетовская Донской области, в семье московского врача Никифора Илларионовича и домохозяйки Веры Сергеевны Герасимовых.

В 1906 г. пошел в приготовительный класс московской гимназии № 10, с 7-го класса начал помогать отцу (родились еще два брата и сестра), давая частные уроки по математике и физике.

В 1916 г. поступил на математическое отделение физмата МГУ, где и проучился до мобилизации в 1919 г. по профсоюзной линии в РККА в качестве рядового.

Одновременно в 1917–1918 гг. работал преподавателем физики и математики и завучем школы I ступени № 21 в г. Москве.

В 1919–1922 гг. служил в рядах Красной Армии. Участвовал в гражданской войне на Юго-Восточном фронте в составе 56 дивизии, после мобилизации состоял на воинском учёте в качестве запасного минёра второй очереди Военно-морского флота. От Гражданской войны остались обожженное лицо и привычка курить трубку.

С 1922 г. по май 1930 г. работал учителем физики и математики в школах II ступени Замоскворецкого района г. Москвы. С 1930 г. по 1938 г. работал преподавателем физики и термодинамики на кафедре физики Московского текстильного института, возглавляемой И.И. Васильевым. В 1932 г. опубликовал первую статью «Теория рычажных весов с постоянной чувствительностью» [1].

Параллельно с работой экстерном учился в I Московском Государственном Университете на

физико-математическом факультете, который окончил в 1936 г. по специальности «Прикладная математика», защитив диплом I степени на тему «Принцип соответствия в теории линейных операторов» (научный руководитель И.И. Привалов) [2]. С 1937 г. по 1940 г. состоял заочником в аспирантуре НИИММ МГУ, сдавал экзамены из программы кандидатского минимума, работал над диссертацией под руководством И.И. Привалова. Опубликовал четыре работы в журнале «Прикладная математика и механика» АН СССР [3-6].

По обстоятельствам квартирного характера с женой Еленой Алексеевной Калиной (Алексеевой) и ее дочерью от первого брака Вероникой с 1938 по 1940 г. был вынужден уехать в г. Йошкар-Ола. Здесь он работал в Марийском пединституте им. Н.К. Крупской зав. кафедрой математики. Читал курсы теоретической механики, астрономии, теорию аналитических функций, спец. курсы анализа, теорию вероятностей.

После рождения дочери Ирины в 1940 г. уже вчетвером вернулись в Москву, восстановили прописку, обменяв маленькую квартиру на Малой Якиманке на нормативное жилье в Угловом переулке. С 1940 г. по 1943 г. А.Н. работал в МАИ на кафедре физики, с октября 1943г. - снова в МТИ, доцентом. Надо отметить, что А.Н. тяжело переносил голод в военные годы. Старшая дочь Вероника рассказывала, как она собирала крапиву по московским пустырям, как давала через час младшенькой Ирине хлебушка с ноготок.

После гибели в 1940 г. научного руководителя И.И. Привалова, А.Н. Герасимов в 1942 г. закончил заочно аспирантуру и представил уже под руководством В.В. Степанова к защите диссертацию на тему: «Некоторые задачи теории упругости с учетом последствий и релаксации по линейному закону» [7], а 8 марта 1943 г. в НИИ механики МГУ ее защитил. 5 июня 1943 г. А.Н. был утвержден в ученом звании доцента МАИ по кафедре «Высшая математика».

В 1945 -1947гг. А.Н. делает ряд докладов на конференциях МТИ, на семинарах механики в МГУ и в ОТН АН СССР по готовящейся докторской диссертации «Производные дробных порядков и их применение к динамике волокнистых материалов».

В характеристике от 24 апреля 1947 г. «В настоящщее время он занят оформлением своей докторской диссертации на тему: «Математические методы теории деформации упруго-вязких тел». 29 мая 1947 г.

А.Н. делает доклад в Институте механики МГУ, сдает в журнал ПММ 5 июня 1947 г. статью «Обобщение линейных законов деформирования и его применение к задачам внутреннего трения»[8]. *Эта статья оказалась первой публикацией в мировой литературе, в которой дробная производная использовалась для описания вязкоупругих материалов.*

В 1949 А.Н. Герасимов делает доклад извлечений из докторской диссертации на конференции МТИ «Применение производных дробного порядка к динамике вытяжного поля».

В характеристике от 30.06.1950 г.: «...А.Н. Герасимов готовит диссертацию на степень доктора физ.-мат. наук «Применение производных дробного порядка к динамике волокнистых материалов», которая должна быть закончена в декабре 1950 г. Одновременно с этим состоит (беспартийный!) слушателем Ун-та марксизма-ленинизма (2-ой год)». К сожалению, 22 июля 1950 г. после продолжительной болезни умирает и второй научный руководитель - Вячеслав Васильевич Степанов. В МТИ, МГУ и ОТН критикуют докторскую диссертацию Герасимова, не принимают использования аппарата дробного дифференцирования: «Какая от этого практическая польза?»

А.Н. Герасимов находит иной объект для применения своей идеи, но и опять современники его не понимают. Статья «К расчету магнитных полей многослойной катушки», сданная в журнал «Электричество» в 1950 г., пролежала в редакции 3 года и так и не была опубликована.

После четырех переработок диссертация теряет свою «дробность». В характеристике от 10 апреля 1954 г.: «... готовит докторскую диссертацию по вопросам вытягивания, которую должен закончить в декабре 1954 г.».

В характеристике от 18 декабря 1954 г.: «Доцент Герасимов А.Н. –хороший лектор и педагог. Он умеет преподносить студентам материал курса в живой и увлекательной форме, что подтверждается отзывами на стенограммы его лекций. Для его лекций особенно характерны точность формулировок и высокий научный уровень». Здесь уже не упоминается о докторской диссертации, зачеркнута последняя строка «Характеристика дана в связи с защитой им докторской диссертации», но сделана надпись «для физфака МГУ».

В 1954 г. А.Н. Герасимов устраивается на полставки на физфак МГУ. К этому времени старшая дочь Вероника (Рона) уже замужем за Александром Афанасьевым, работает после пединститута учителем фи-

зики, младшая восьмиклассница Ирина окончила музыкальную школу (сам Алексей Никифорович прекрасно играл на фортепьяно).

В 1956-1958 в журнале «Известия АН СССР, ОТН Алексей Никифорович публикует четыре статьи[9-12], в которых уже нет ни слова о дробной производной, лишь проскальзывают фразы об отсутствии последствий в технологическом процессе вытягивания волокон.

В 1958 г. 23 марта у Роны рождаются близнецы – Елена и Андрей, которые по стопам деда пошли на мехмат. Елена защитила кандидатскую диссертацию, а Андрей после аспирантуры, по стопам второго деда по материнской линии, кончив курсы бухгалтеров, сначала стал банкиром, а после помощником министра финансов.

Алексей Никифорович так и не защитил докторскую диссертацию. Он умер в 1968 г. 14 марта, а в декабре того же года от запущенного рака умерла Елена Алексеевна, два последние года ухаживавшая за парализованным мужем. Прах их покойся в 34-м колумбарии Донского монастыря.

1. Герасимов А.Н. Теория рычажных весов с постоянной чувствительностью // За реконструкцию текстильной промышленности-1932ю-№ 7-С.22-28
2. Герасимов А.Н. Принцип соответствия в теории линейных операторов //Диплом по спец-ти «Прикладная математика», науч. рук. И.И. Привалов. МГУ, мехмат, з/о. 1936.-39 стр.
3. Герасимов А.Н. Проблема упругого последствия и внутреннее трение// Прикладная математика и механика, ОТН.-1938. -I.-С.493-536.
4. Герасимов А.Н. Письмо в редакцию// ПММ, ОТН-1938.-т. II.,-в. 1.,-С.137
5. Герасимов А.Н. Основания теории деформаций упруго-вязких тел//ПММ, ОТН.,-1938.- т. II. -в.3.,-С.379-388.
6. Герасимов А.Н. К вопросу о малых колебаниях упруго-вязких мембран// ПММ-1939.-т. II.-в.4.-С.467-486.
7. Герасимов А.Н. Некоторые задачи теории упругости с учетом последствия и релаксации по линейному закону// Диссертация на степень кандидата физико-математических наук. Москва, МГУ.-1942.- 45 стр.
8. Герасимов А.Н. Обобщение линейных законов деформирования и его применение к задачам внутреннего трения// ПММ, ОТН.- 1948.- XII.,-№3.,-С.251-260
9. Герасимов А.Н. Кинетика процесса вытягивания. 1. Стационарный процесс// Известия АН СССР, ОТН.- 1956.-№ 12.-С.57-71.
10. Герасимов А.Н. Кинетика процесса вытягивания. II. Нестационарный процесс// Известия АН СССР, ОТН.- 1957.-№ 5.- С.56-61
10. Герасимов А.Н. О скоростях волокон в процессе вытягивания// Известия АН СССР, ОТН.- 1958.-№ 5.-С.100-103.
11. Герасимов А.Н. Квазистационарный процесс работы вытяжного прибора// Известия АН СССР, ОТН.- 1958.-№ 6.-С.118-119.



Отец Никифор Илларионович



Мать



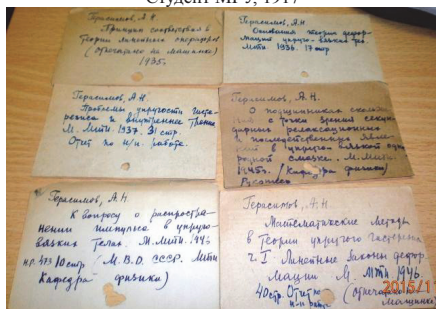
Отец жены



Студент МГУ, 1917



Заседание кафедры МТИ, 1943



Карточки отчетов МТИ



С дочерью Вероникой, 1956

СОВЕТСКИЕ ПИОНЕРЫ ДРОБНОГО ИНТЕГРО-ДИФФЕРЕНЦИРОВАНИЯ. II. М.И. РОЗОВСКИЙ. ОБЗОР РАБОТ

Новоженова О.Г.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; info-viniti@yandex.ru

Аннотация: Дан обзор работ советского механика М.И. Розовского, в рамках уравнений В. Вольтерра решающего задачи упругости с последствием, разработанного математику Э-функций Работнова, нашего и их связь (и экспоненциальных функций более общего вида) с функциями Минтага-Леффлера.

Ключевые слова: Э-функции Работнова, функция Минтага-Леффлера, последствие, ползучесть, разнотолзучесть



(1906-1994)

Моисей Исаакович Розовский родился 12 октября 1906 г. Окончил физико-математический факультет Днепропетровского института народного образования (ныне Днепропетровский национальный университет) в 1929 г. Любовь к математике привили лекции профессора Г. А. Грузинцева, прошедшего стажировку в Гёттингене. В 1940 г. М.И. Розовский защитил кандидатскую диссертацию, с 1959 г. - доктор физ.-мат. наук. С 1945 по 1989 г. работал зав. кафедрой математики в Днепропетровском горном институте. Его работы рекомендовали к печати академики С.Л. Соболев, А.Ю. Ишлинский, И.И. Мухомелишвили, Г.Н. Савин.

В статье [1], на которую ссылались и из которой многое позаимствовал Ю.Н. Работнов в известной публикации «Равновесие упругой среды с последствием» [2], Розовским повторено решение задачи о вынужденных поперечных колебаниях нити, радиальных колебаниях полой сферы и изотропной мембраны при наличии *последствия*, полученное А.Н. Герасимовым [3]. Для задачи о колебаниях упруго-вязкого стержня [4] дана критика работ А.Ю. Ишлинского, А.Р. Ржаницына и А.Н. Герасимова (со ссылками), повторено аналитическое решение А.Н. Герасимова, а также рассмотрена задача о балке, лежащей на упруго-вязком основании. В [5] определена деформация длинного однородного цилиндрического тела в случае напряжения с последствием и неравномерно распределенного повышения температуры. Границы изменения температуры предполагаются такими, при которых относительное

температурное расширение пропорционально температур и коэффициенты упругого последствия не зависят от температуры. Торцевой удар жесткого прямого кругового цилиндра поверхность среды, механические свойства которой меняются во времени, изучен путем решения интегро-дифференциального уравнения Вольтерра [6]. На основе анализа опубликованных кривых [7] ползучести и уравнений, применяемых при изучении ползучести и инрелаксации (Н.Х. Арутюнян, Г.М. Бартечева, С. Журкова, А.П. Бронского, Т.А. Конторовой, И.Одинга, Ю.Н. Работнова, П.А. Ребиндера), предложено интегральное уравнение, учитывающее зависимость времени релаксации от напряжения. Оно использовано для изучения кинетики распространения трещины в различных материалах

$$y(t) \equiv \varepsilon - \frac{\sigma}{E_0} = \int_{t_0}^t K(t, \tau) f(\sigma(\tau)) d\tau,$$

где t_0 - момент нагружения образца, а пластическая деформация $y(t)$ характеризует относительные размеры трещины, которые зависят от напряжения σ и коэффициента последствия $K(t, \tau)$, характеризующего механические свойства материала, в котором распространяется трещина. При обозначении через q - исходное значение площади поперечного сечения образца, S - площадь, на которую трещина успела распространиться, Q - внешнее растягивающее усилие, приложенное к образцу, получено $Q = q\sigma(1 - y)$, где $y = S/q$.

(Сравните с формулой поврежденности пучка волокон:

$$\sigma_{II} = \sigma[1 - F(\sigma)],$$

где $F(\sigma)$ - доля разрушенных волокон.)

В работе [8] определена радиальная деформация полой сферы, обладающей криволинейной анизотропией и упругим последствием. Нелинейные интегральные соотношения, учитывающие зависимость мгновенного модуля упругости от степени деформации или время релаксации от напряжения, обобщены в [9] на случай *пространственного напряженного состояния*. Для описания зависимости мгновенного модуля упругости от степени деформации предложены интегральные уравнения, записанные в *символической форме*, конструктивно напоминающие уравнения теории пластического течения Мизеса-Ильюшина. Установлено, что до-

статочное условие для фактического совпадения результатов при решении одной и той же задачи по предложенной теории по теории пластического течения состоит в том, все компоненты тензора деформаций должны быть пропорциональны одному общему параметру, зависящему только от времени, который определяется с помощью заданного коэффициента релаксации. Указана возможность построения уравнений, обобщающих уравнения теории ползучести Работнова. Определены местные возмущения в полуплоскости под действием сосредоточенной силы, а также рассмотрена деформация полного шара, находящегося под внутренним и внешним давлением. В [10] предложен полусимволический способ решения интегро-дифференциальных уравнений наследственной упругости, не требующий предварительного введения специальных функций.

При решении задачи Коши для интегро-дифференциального уравнения с частными производными в неограниченном пространстве [11] введена экспоненциальная функция дробного порядка $\varepsilon_\beta(t)$, производная которой может быть приближенно выражена через функцию Миттаг - Леффлера $E_\beta(x)$, а именно

$$\frac{d\varepsilon_\beta(t)}{dt} \approx -q^2 E_\beta(kt^\beta).$$

1. Экспоненциальная функция дробного порядка $\varepsilon_\beta(t)$ является решением интегро-дифференциального уравнения параболического типа

$$\dot{\alpha}^2 \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x_3^2} \right) = \frac{\partial u}{\partial t},$$

где $\dot{\alpha}^2 = \frac{\alpha^2}{1+K}$, $\dot{K}$ – интегральный оператор

$$\dot{K}y = \int_0^t K(t-\tau)y(\tau)d\tau.$$

Получено решение, удовлетворяющее начальному условию

$$u|_{t=0} = \varphi(x_1, x_2, x_3),$$

$$u = \frac{1}{(2\pi)^3} \iiint_{-\infty}^{\infty} \iiint_{-\infty}^{\infty} e^{-i(\alpha x - \xi \tau)} \varphi(\xi_1, \xi_2, \xi_3) d\xi_1 d\xi_2 d\xi_3 d\alpha_1 d\alpha_2 d\alpha_3,$$

где

$$\omega^2 = \alpha_1^2 + \alpha_2^2 + \alpha_3^2$$

$$\alpha(x - \xi) = \alpha_1(x_1 - \xi_1) + \alpha_2(x_2 - \xi_2) + \alpha_3(x_3 - \xi_3).$$

При этом

$$\varepsilon_\beta(t) = e^{-\dot{\alpha}^2 \omega^2 t} = e^{-\alpha^2 \omega^2 t} + \sum_{m=0}^{\infty} (-1)^m \frac{(\alpha \omega)^{2m}}{m!} \times$$

$$\times \sum_{v=1}^{\infty} (-1)^v \frac{m(m+1)\dots(m+v-1)}{v!} \int_0^t K_v(t-\tau) \tau^m d\tau,$$

$$\text{где } K_v(t-\tau) = \int_{\tau}^t K_{v-1}(t-s)K(s-\tau)ds,$$

$$(v = 2, 3, \dots), \text{ причем } K_1(t-\tau) = K(t-\tau).$$

$$\text{Если } K(t-\tau) = \alpha(t-\tau)^{\beta-1}, 0 < \beta < 1, \alpha > 0,$$

тогда

$$K_v(t-\tau) = \frac{k^v (t-\tau)^{v\beta-1}}{\Gamma(v\beta)} \quad (v = 1, 2, 3, \dots),$$

где $k = \alpha \Gamma(\beta)$, получим

$$\varepsilon_\beta(t) = \sum_{m=0}^{\infty} (-1)^m q^{2m} t^m \left[\frac{1}{m!} + \sum_{v=1}^{\infty} (-1)^v \frac{m(m+1)\dots(m+v-1)k^v t^{v\beta}}{v! \Gamma(v\beta+m+1)} \right]$$

где $q = \alpha \omega$.

Экспоненциальную функцию дробного порядка можно приближенно представить ординарными рядами:

1) для малых значений q ($\beta \neq 0$)

$$\varepsilon_\beta(t) \approx 1 - q^2 \sum_{v=0}^{\infty} (-1)^v \frac{k^v t^{v\beta+1}}{\Gamma(v\beta+2)};$$

2) для малых значений k

$$\varepsilon_\beta(t) \approx \sum_{m=0}^{\infty} (-1)^m q^{2m} t^m \left[\frac{1}{m!} - \frac{mkt^\beta}{\Gamma(\beta+m+1)} \right].$$

2. Для интегро-дифференциального уравнения гиперболического типа

$$\dot{\alpha}^2 \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x_3^2} \right) = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}$$

при заданных начальных условиях

$$u|_{t=0} = f_1(x_1, x_2, x_3), \quad \frac{\partial u}{\partial t}|_{t=0} = f_2(x_1, x_2, x_3),$$

для

случая

$$K(t-\tau) = \sum_{\mu=1}^m \alpha_\mu (t-\tau)^{\beta_\mu-1}, 0 < \beta_\mu < 1, \alpha_\mu > 0$$

получено:

$$u = \frac{1}{(2\pi)^3} \iiint_{-\infty}^{\infty} \iiint_{-\infty}^{\infty} \cos \alpha \omega \varepsilon^{i(\alpha(x-\xi))} f_1(\xi_1, \xi_2, \xi_3) d\xi_1 d\xi_2 d\xi_3 d\alpha_1 d\alpha_2 d\alpha_3 + \\ + \frac{1}{(2\pi)^3} \iiint_{-\infty}^{\infty} \iiint_{-\infty}^{\infty} \frac{\sin \alpha \omega}{\alpha \omega} e^{i(\alpha(x-\xi))} f_2(\xi_1, \xi_2, \xi_3) d\xi_1 d\xi_2 d\xi_3 d\alpha_1 d\alpha_2 d\alpha_3$$

В случае описания через $\mathcal{E}$ – функции Работнова [12] ползучести и релаксации пустотелого цилиндра большой длины при его быстром равномерном вра-

щении относительно своей оси установлено соотношение

$$\mathcal{E}_\alpha^*(-k) = \frac{1}{k} \left[1 - E_{1-\alpha} \left(-kt^{1-\alpha} \right) \right],$$

где $E_\mu(-\zeta) = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \frac{\zeta^n}{\Gamma(\mu n + 1)}$ – функция Миттага-Леффлера.

Показано, что при $\zeta > 1$ верна аппроксимация $E_{1-\alpha}(-\zeta) \approx e^{-\zeta^\gamma}$, где $\gamma = (1-\alpha)^{1-\alpha}$.

В статье [13] задача о кручении цилиндра при больших углах крутки в постановке А.Ю.Ишлинского рассмотрена в $\mathcal{E}$ – функции Работнова на основе решения [9], предложена аппроксимация оператора $\mathcal{E}_\alpha^*$ при воздействии его на единицу. Проведены расчеты для алюминиевых сплавов и малоуглеродистой стали. В [14] предложен способ определения параметров ползучести и релаксации по экспериментальным кривым простого последствия, построенных для различных фиксированных моментов времени. В [15] свойства агрегатов $\mathcal{E}_\alpha^*$ операторов обобщены на случай неоднородных и анизотропных тел, решена задача о кручении составного вала.

В последующих работах Розовского М.И. [16-27] при расчетах неизменно использовались $\mathcal{E}$ – функции Работнова – от иллюстрации доказываемых теорем для сложного напряженного состояния анизотропного тела до теоретических вопросов разнopolзучести и распространения волн деформации в нелинейной наследственно-упругой среде.

1. Розовский М.И. Приложение интегро-дифференциальных уравнений к некоторым динамическим задачам теории упругости при наличии последствия // ПММ, 1947, т. 11, № 3, 329-338.
2. Работнов Ю.Н. Равновесие упругой среды с последствием // ПММ, 1948, № 1, 53-62.
3. Герасимов А.Н. Проблема упругого последствия и внутреннее трение // Прикладная математика и механика, 1938. I, № 4, 493-536.
4. Розовский М.И. К вопросу об аналитическом описании процессов деформирования конструкций из упруго-вязких элементов // Известия АН СССР, ОТН, 1947, № 3, 301-305.
5. Розовский М.И. Плоская деформация при наличии упругого последствия и температурных напряжений // Доклады АН СССР, 1947, т. 58, № 6, 999-1002.
6. Розовский М.И. Удар цилиндра о поверхность среды, механические свойства которой меняются во времени // Доклады АН СССР, 1948, т. 61, № 7, 1265-1268.
7. Розовский М.И. Ползучесть и длительное разрушение материалов // ЖТФ, 1951, т. 21, вып. 11, 1311-1318.
8. Розовский М.И. Радиальная деформация полой сферы, обладающей анизотропией и упругим последствием // Доклады АН СССР, 1955, т. 105, № 5, 920-923.
9. Розовский М.И. О нелинейных уравнениях ползучести и релаксации материалов при сложном напряженном состоянии // ЖТФ, 1955, т. 25, вып. 13, 2339-2355.

10. Розовский М.И. Полу-символический способ решения некоторых задач теории наследственной упругости // ДАН СССР, 1956, т. 111, № 5, 972-975.
11. Розовский М.И. Задача Коши для интегро-дифференциального уравнения с частными производными в неограниченном пространстве // Успехи математических наук, 1957, т. 12, вып. 3, 369-376.
12. Розовский М.И. Интегральные операторы и задача о ползучести вращающегося вокруг своей оси пустотелого цилиндра // Научные доклады высшей школы, ФМН, 1958, № 6, 147-151.
13. Розовский М.И. Нелинейные интегрально - операторные уравнения ползучести и задача о кручении цилиндра при больших углах крутки // Известия АН СССР, ОТН, 1959, № 5, 109-116.
14. Розовский М.И. Обработка кривых ползучести на основе интегральных уравнений // ЖТФ, 1959, т. 29, вып. 12, 49-54.
15. Розовский М.И. Некоторые свойства специальных операторов, применяемых в теории ползучести // ПММ, 1959, т. 23, вып. 5, 978-980.
16. Розовский М.И. Об одном нелинейном интегральном уравнении // Укр. Мат. Журнал, 1960, № 1, 96-98.
17. Розовский М.И. О некоторых особенностях упруго- наследственных сред // Известия АН СССР, ОТН, 1961, № 2, 30-36.
18. Розовский М.И. Об одном классе функций и их приложениях // Журнал вычислительной математики и математической физики, 1962, т. 2, № 1, 179-185.
19. Розовский М.И. Об одном свойстве степени специального оператора и его приложения к решению упруго-наследственных динамических задач // Ползучесть и длительная прочность. Труды Всесоюзного совещания по теории расчетов на ползучесть и длительную прочность 15-18 мая 1962г. Новосибирск. Изд-во Сибирского отделения АН СССР, Новосибирск, 1963. Под ред. Работнова Ю.Н., 128-133.
20. Круш И.И., Розовский М.И. Вынужденные колебания упруго-наследственных систем // Известия АН СССР, ОТН, механика и машиностроение, 1964, № 1, 79-82.
21. Розовский М.И. Интегрально-операторный метод в наследственной теории ползучести // Доклады АН СССР, 1965, т. 160, № 4, 792-795.
22. Розовский М.И., Синайский Е.С. Колебания осциллятора, обладающего наследственной ползучестью // ПММ, 1966, вып. 3, 584-589.
23. Даткаев А.М., Розовский М.И. Об операторных и операторно-дифференциальных уравнениях наследственной теории ползучести // Известия Арм. АН, Механика, 1966, т. 19, № 1, 21-36.
24. Глушко В.Т., Зорин А.Н., Розовский М.И. О функциях специальных операторов и их приложениях в теории ползучести анизотропных сред // Известия Арм. АН, Механика, 1967, т. 206 № 3, 14-22.
25. Розовский М.И. Функциональные уравнения состояния материалов с памятью // Аналитические возможности метода внутреннего трения. АН СССР, Ин-т металлургии. Под ред. Тавадзе Ф.Н., Постникова В.С., Гордиенко Л.К. «Наука», Москва, 1973, 19-28.
26. Розовский М.И., Бадалов Ф.Б. Об одном методе решения системы нелинейных интегро-дифференциальных уравнений Вольтерра // Укр. мат. журнал, 1973, т. 25, № 1, 121-123.
27. Розовский М.И., Долинникова Н.Н. Операторы типа Ю.Н. Работнова в теории разнopolзучести // Механика деформирования тел и конструкций. М., Машиностроение, 1975, 420-425.

КОЛЕБАНИЯ КОМПРЕССОРНОЙ ЛОПАТКИ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПОЛЕ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ СИЛ

Нуриббетов А.У., Дудченко А.А.

ФГБОУ ВПО Московский авиационный институт (НИИУ); alibek_55@mail.ru; a_dudchenko@mail.ru

Аннотация: Рассматриваются поперечные свободные колебания многослойного стержня произвольного сечения, изготовленного из композиционного материала. Используется теория слоистых армированных сред, в частности, обобщенной на основе принципа Гамильтона, который при расчете элементов конструкций из композиционного материала позволяет получить удовлетворительное совпадение с опытными данными. В качестве примера исследуется поперечное колебание композиционной компрессорной лопатки в поле центробежных сил.

Ключевые слова: композиционные материалы, колебания, частота.

Задача расчета собственных частот и форм колебаний стержней, балок, закрученных рабочих лопаток с точки зрения однородной теории рассматривалась в литературе неоднократно. Основы расчета и методы достаточно подробно описаны в работах Бишено К.Б. и Граммеля Р. [1], Хронина Д.В. [2], Шорра Б. Ф. [3], Биргера И.А. [4] и многих других исследователей. Колебания и волны в слоистых и композитных телах рассмотрены в работах Сана С.Т. [5], Бреховских Л.М. [6], Ахенбаха Дж. [7] и некоторых других, причем здесь использовались соотношения изотропной или анизотропной однородной теорий упругости.

Ниже исследуются колебания армированных слоистых стержней (рис.1). В целях определения особенностей слоистых стержней, выяснения роли некоторых её параметров рассматривались наиболее простые формы колебания. Рассматриваются поперечные колебания компрессорной лопатки из композиционного материала, находящихся в поле центробежных сил.

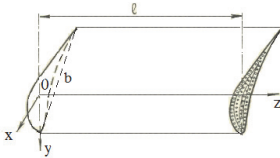


Рис. 1. Армированный слоистый стержень произвольной формы.

Считая материал тела ортотропным, для изгибных напряжений эти соотношения можно записать в виде [8]

$$\sigma_{zz}^i = c_{33}^i \varepsilon_{33}^i, \quad \varepsilon_{33}^i = \varepsilon^b \approx \varepsilon - \xi \chi_2 + \eta \chi_1 + \tau_0 \varphi^2, \quad (1)$$

где $c_{33}^i = (\chi'' + 2\mu''/\nu'')\nu'' + (\chi'' + 2\mu'')\nu''$ свойства и ν'' , ν'' объемное содержание материала наполнителя и матрицы, τ_0 - начальный угол закрутки стержня, ε , χ_2 , χ_1 , τ - деформация растяжения, изгиба и раскрутки. Ограничивая последующее исследование формами колебаний, длины волн в которых заметно превосходят характерные структурные размеры армированного слоистого тела, положим,

$$\varepsilon_{33}^i = -\frac{\partial^2 v^i}{\partial z^2} y \quad (2),$$

где $v^i(z,t)$ - поперечные смещения точек i -го слоя стержня. При этих условиях выражение принципа Гамильтона принимает вид:

$$\delta \int_{t_0}^t (w_t - K) dt = 0, \quad (3)$$

$$\text{где величина } w_t = \int_F \sigma_{33}^i \varepsilon_{33}^i dF dz = \int_F c_{33}^i \varepsilon_{33}^{i2} dF dz,$$

$$K = \iiint_V \rho^i (\dot{v}^i)^2 dV; \quad \dot{v}^i = \frac{\partial v^i(z,t)}{\partial t}, \quad \rho^i = (\rho'' \nu'' + \rho^M \nu^M)$$

- плотность материала слоя i . После использования (1) и (2) для w_t можно получить

$$w_t = \frac{1}{2} \int_0^\ell I_1 \left(\frac{\partial^2 v^i}{\partial z^2} \right)^2 dz, \quad (4)$$

$$\text{где величина } I_1 = \int_F c_{33}^i y^2 dF \quad (5), \text{ является физи-}$$

ческим моментом инерции, позволяющим вести расчет при неравномерном распределении физических свойств компонентов армированного слоистого тела в поперечных сечениях произвольной формы. Полагая, что существуют только периодические колебания с собственной круговой частотой ω , представим $v^i(z,t)$ в виде $v^i(z,t) = X(z) \sin \omega t$ (6). Задачу будем решать методом Ритца [9], полагая

$$X(z) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n X_n(z) \quad (7), \quad \text{где } X_n(z) - \text{допустимые}$$

функции, A_n - неопределенные параметры. В качестве допустимых функций можно выбрать собственные функции стержня в виде [9]:

$$X_n(x) = \frac{1}{\sqrt{\ell}} [ch k_n x - \cos k_n x + \frac{sh k_n - \sin k_n}{ch k_n + \cos k_n} (\sin k_n x - sh k_n x)] \quad ,$$

(8)

удовлетворяющих граничным условиям консолидного закрепления:

$$X_n(0) = X_n'(0) = 0; \quad X_n''(\ell) = X_n'''(\ell) = 0. \quad (9)$$

В (8) $x = \frac{z}{\ell}$, а волновое число k_n удовлетворяет характеристическому уравнению $1 + ch k_n \cos k_n = 0$ и принимает значения, данные в таблице 1, ℓ - длина стержня.

Балочные функции, являясь ортонормирован-

ными, удовлетворяют равенствам

$$\int_0^{\ell} X_n X_p dz = \begin{cases} 1, & n = p; \\ 0, & n \neq p. \end{cases} \quad \int_0^{\ell} X_n^* X_p^* dz = \begin{cases} \frac{k_n^4}{\ell^4}, & n = p; \\ 0, & n \neq p. \end{cases} \quad (10)$$

Табл. 1. Значение волновых чисел

№	1	2	3	$n \rightarrow \infty$
k_n	1.875	4.694	7.854	$\frac{2n-1}{2} \pi$

Варьирование интеграла (3), сводится к дифференцированию его по неизвестным параметрам A_n . После подстановки (7) в (4) и (3) с учетом (8), (9) и (10), дифференцирования по A_n и интегрирования по

t можно получить $\frac{1}{\ell^4} \sum_{n=1}^{\infty} A_n k_n^4 \delta A_n - 2\omega^2 \rho^i F \sum_{n=1}^{\infty} A_n \delta A_n = 0$,

где $F = \iint_F dF$ площадь слоистого поперечного сечения. После упрощения предыдущее выражение преобразуется к виду $\sum_{n=1}^{\infty} A_n [I_1 k_n^4 - 2\omega^2 \rho^i F \ell^4] \delta A_n = 0$.

Так как в этом уравнении коэффициенты A_n равны нулю и произвольны, то получим следующие выражения для круговых (ω) и технических (f_n) частот свободных колебаний:

$$\omega^2 = \frac{I_1 k_n^4}{\rho^i F \ell^4}; \quad f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{I_1 k_n^2}{\rho^i F \ell^2}}. \quad (11)$$

где I_1 определяется выражением (5). По полученной формуле можно подсчитать низшие собственные частоты армированного стержня с постоянным по длине сечением произвольной формы.

Величина I_1 позволяет учесть неравномерное распределение физических параметров композиции в слоистом сечении. Для авиационных профилей этот интеграл можно просчитать послойно или поэлементно на ЭВМ [10]. Если материал стержня изотропный, то из выражения (11) следует формула Рэлея-Ритца.

Каримбаевым Т.Д. были проведены эксперименты по определению собственных частот для стержня прямоугольного сечения, изготовленного из стеклоткани, имеющего следующие физические и геометрические характеристики:

$$\lambda^n = 0.119 \cdot 10^5 \text{ МПа}, \quad \lambda^u = 0.046 \cdot 10^5 \text{ МПа},$$

$$\mu^n = 0.179 \cdot 10^5 \text{ МПа}, \quad \mu^u = 0.0307 \cdot 10^5 \text{ МПа},$$

$$\rho^n = 1500 \frac{\text{Кг}}{\text{м}^3}, \quad \rho^u = 542 \frac{\text{Кг}}{\text{м}^3}, \quad \nu^n = 0.6, \quad \nu^u = 0.4,$$

$$\ell = 0.12 \text{ м}, \quad h = 0.003 \text{ м}, \quad b = 0.03 \text{ м}.$$

Для сравнения собственных частот стержня с данными экспериментов проведен численный анализ формулы (11). Для простоты численного анализа рассматривается стержень прямоугольного сечения с равномерным распределением физических свойств. Тогда после интегрирования (5) выражение для

определения собственных частот (11) можно пред-

$$\text{ставить в виде: } f_n = \frac{h k_n^2}{2\pi \ell^2} \sqrt{\frac{c_{33}^i}{12 \rho^i}}. \quad (12)$$

Табл. 2. Значение расчетных и экспериментальных собственных частот волновых чисел

Частота, Гц	1	2	3	4	5
Экспериментальная	121	765	2100	-	-
По формуле (12)	125	780	2181	4275	6966

Как видно из таблицы 2, расчетные значения частот превышает экспериментальные на 3-5%. Таким образом, использование теории слоистых армированных сред, в частности, обобщенной на основе принципа Гамильтона, при расчете элементов конструкций из композиционного материала позволяет получить удовлетворительное совпадение с опытными данными. Расчетные соотношения (11), (12) устанавливают непосредственную зависимость собственных частот от упругих и динамических параметров отдельных компонентов композиции и позволяют путем их выбора управлять вибрационными характеристиками тела.

В качестве примера приводятся резонансные диаграммы для компрессорной лопатки из бораляминия. На рис.2 изображена резонансная диаграмма для от первых пяти гармоник возбуждения на рабочих режимах $\bar{n} = 0.75$ и $\bar{n} = 1$.

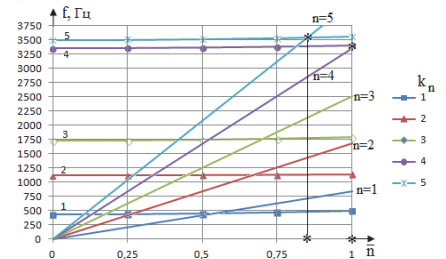


Рис.2. – Резонансная диаграмма компрессорной лопатки из бораляминия для отстройки от первых пяти гармоник (1,2,3,4,5) возбуждения на рабочих режимах $\bar{n} = 0.75$ и $\bar{n} = 1$. * - возможный режим возникновения автоколебания.

Для данной компрессорной лопатки из бораляминия, как видно из рисунка (рис. 2), отстройкой потребуется от четвертого и пятого гармоник возбуждения на рабочих режимах $\bar{n} > 0.75$.

В таблице 3 приведены первые пять гармоник неподвижный и вращающиеся компрессорной лопатки равномерно по длине закрученные на угол $\tau_0 = 0.006 \text{ рад/мм}$ из бораляминия длины 140 мм и получены пять собственных частот колебаний (изгибные в плоскости меньшей жесткости $f_n^{(i)}$, крутильная f_θ). На рис.3 представлены узловые линии первой изгибной формы собственных частот колебаний при $\bar{n} = 1$ на поверхности компрессорной ло-

патки со стороны корытца. На рис.4 представлены узловые линии второй (а - первая крутильная) и третьей (б - изгибно-крутильной) формы собственных частот колебаний при $\bar{n}=1$ на поверхности компрессорной лопатки со стороны корытца. На рис.5 представлены узловые линии четвертой (а) и пятой (б) формы собственных частот колебаний при $\bar{n}=1$ на поверхности компрессорной лопатки со стороны корытца.

Табл.3. Собственные частоты

k_n	$\bar{n}$	0	0,25	0,5	0,75	1
1	$f_v^{(1)}$	426,07	430,38	443,03	463,42	490,33
2	f_θ	1119,6	1120,9	1124,7	1131	1139,7
3	$f_v^{(2)}$	1733,2	1736,9	1748,1	1766,6	1791,9
4	$f_v^{(3)}$	3356,7	3359,8	3368,9	3384	3404,9
5	$f_v^{(4)}$	3504,2	3507,4	3517,2	3533,5	3556,1

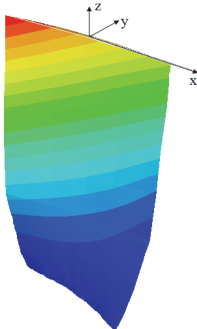


Рис.3. Узловые линии на поверхности корытца (первая изгибная)

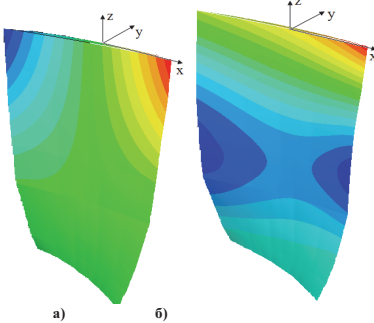


Рис.4. Узловые линии на поверхности корытца (а – первая крутильная, б – изгибно-крутильная)

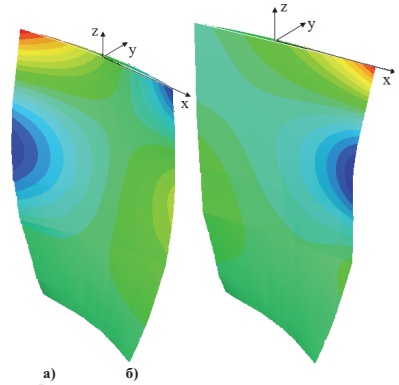


Рис.5. Узловые линии на поверхности корытца

Применение стержневой теории к сложной модели, каковой является компрессорная лопатка, показывает, что формы колебаний будут смешанными и имеют и изгибные, и крутильные, и продольные перемещения одновременно. Поэтому особый интерес представляет поведение второй изгибной и первой крутильной форм из-за возможности возникновения на определенных рабочих режимах изгибно-крутильного флаттера. Необходимо отметить, что вопросы прогнозирования возможности возникновения флаттера выходят за рамки данной работы. Однако, имеется определенный эффект возникновения которого необходимо избежать на этапе эскизного проектирования лопатки из КМ.

1. Биценко К.Б., Граммель Р. Техническая динамика. - ГИИЛ, 1952, т.2. - 220 с.
2. Хронин Д.В. Теория и расчет колебаний в двигателях летательных аппаратов. - М.: Машиностроение, 1970.
3. Воробьев Ю.С., Шорр Б. Ф. Теория закрученных стержней. Киев: Наук. Думка, 1983. - 188 с.
4. Биргер И.А. и др. Расчет на прочность деталей машин. Справочник. М.: Машиностроение, 1993. 640 с.
5. Sun S.T., Achenbach J.D. Tim-harmonic traverse and longitudinal motions of a laminated plate. Northwestern Univ. Struct. Mech Lab. T.R. №63-1. Evanston. Illinois. 1969.
6. Бреховских Л.М. Волны в слоистых средах. М.: Изд. АН СССР. 1957, 520 с.
7. Ахенбах Дж.Д. Колебания и волны направленно- армированных композитов // В кн. Композиционные материалы. М.: Мир, 1978 -с.354-400. ил.-(Механика композиционных материалов: т.2).
8. Нурибегов А.У., Дудченко А.А. Деформация естественно-закрученных многослойных анизотропных лопаток авиационных двигателей // Оборонный комплекс-научно-техническому прогрессу России. Москва: ФГУП «ВИМИ», 2015. -№2.-с.46-54.
9. Меерович И.И. Колебания прямоугольной плоской пластины. - Динамика авиационных двигателей. - М.: Оборонгиз, 1952, вып.8, с.149-208.

ГЕОМЕТРИЧЕСКИ И ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫЕ УРАВНЕНИЯ ТЕОРИИ СЛОИСТЫХ СТЕРЖНЕЙ В КВАДРАТИЧНОМ ПРИБЛИЖЕНИИ

Паймушин В.Н.^{1,2*}, Холмогоров С.А.¹

¹ КНИТУ им. А.Н. Туполева, Казань, Россия; *vpajmushin@mail.ru

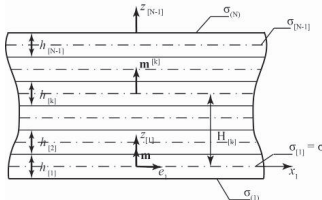
² КФУ, Казань, Россия

Аннотация: Для прямых стержней слоистой структуры на основе модели С.П. Тимошенко с учетом поперечного обжатия, используемой для каждого слоя, построены два варианта одномерных уравнений, описывающих геометрически и физически нелинейное деформирование при произвольных перемещениях и малых деформациях. В их основу положены предложенные ранее непротиворечивые соотношения нелинейной теории упругости, использование которых не приводит к появлению «ложных» бифуркационных решений. Первый вариант соответствует контактной постановке задачи, в соответствии с которой в точках сопряжения слоев введены в рассмотрение в качестве неизвестных контактные напряжения, а второй вариант соответствует предварительному удовлетворению кинематическим условиям сопряжения слоев по перемещениям.

Ключевые слова: прямой стержень, слоистая структура, геометрическая нелинейность, произвольные перемещения, малые деформации, модель С.П. Тимошенко, контактные напряжения, кинематические условия сопряжения.

Работа посвящена дальнейшему развитию выполненных ранее исследований [1–3]. Уравнения предлагаемых ниже вариантов теории главным образом предназначены для постановки геометрически и физически нелинейных задач механики многослойных стержней и выявления всех возможных форм потери устойчивости элементов структуры волокнистых композитов при статических испытаниях тест-образцов, использование которых позволяет значительно уточнить полученные ранее результаты [4].

Рассматривается прямой стержень, состоящий из $M = N - 1$ слоёв (рисунк), пространства которых $V^{[k]}$ отнесены к параметризациям $\mathbf{R}^{[k]} = \mathbf{r}^{[k]} + \tilde{z}_{[k]} \mathbf{m}^{[k]}$, $-h_{[k]} \leq \tilde{z}_{[k]} \leq h_{[k]}$, где $\mathbf{r}^{[k]} = x\mathbf{e}_1 + H_{[k]}\mathbf{m}$ – радиус-вектор точек срединной плоскости $\sigma_{[k]}$ k -го слоя, имеющего в направлении вектора единичной нормали $\mathbf{m}^{[k]}$ к $\sigma_{[k]}$ толщину $h_{[k]}$; x – координата вдоль оси стержня на некоторой плоскости σ , принятой в качестве базы параметризации.



Ограничившись рассмотрением плоской задачи теории упругости, для описания механики деформирования каждого $[k]$ -го слоя стержня используется кинематическая модель типа С.П. Тимошенко путем представления векторов перемещений $\mathbf{U}^{[k]}$ в виде

$$\begin{aligned} \mathbf{U}^{[k]} &= \mathbf{u}^{[k]} + \tilde{z}_{[k]} \boldsymbol{\gamma}^{[k]} = \\ &= u^{[k]} \mathbf{e}_1 + w^{[k]} \mathbf{m} + \tilde{z}_{[k]} \left(\gamma_x^{[k]} \mathbf{e} + \gamma_z^{[k]} \mathbf{m} \right); \quad k = \overline{1, N-1} \end{aligned} \quad (1)$$

где $u^{[k]}$, $w^{[k]}$ – перемещения точек срединной плоскости вдоль осей x и z , γ_x – угол поворота нормали вокруг оси y , функция γ описывает поперечное обжатие стержня в направлении z . При малых деформациях и конечных перемещениях и поворотах в соответствии с представлением (1) для определения тангенциальных деформаций $\varepsilon_1^{[k]}$, деформаций поперечного обжатия $\varepsilon_3^{[k]}$ и поперечных сдвигов $\gamma_{13}^{[k]}$, используются соотношения, выведенные в работах [6,7]. При идеальном контакте слоев оболочки введенные в рассмотрение векторы перемещений (1) в точках внутренних поверхностей сопряжения слоев должны удовлетворять условиям кинематического сопряжения, которые в скалярной форме представимы в виде

$$\begin{aligned} \mu_1^{[k]} &= u^{[k]} + \frac{h_{[k]}}{2} \gamma_x^{[k]} - u^{[k+1]} + \frac{h_{[k+1]}}{2} \gamma_x^{[k+1]} = 0, \\ \mu_2^{[k]} &= w^{[k]} + \frac{h_{[k]}}{2} \gamma_z^{[k]} - w^{[k+1]} + \frac{h_{[k+1]}}{2} \gamma_z^{[k+1]} = 0; \end{aligned} \quad (2)$$

$$k = \overline{1, N-2}.$$

Вводятся в рассмотрение внутренние усилия и моменты

$$T_{\alpha\beta}^{[k]} = \int_{-h_{[k]}/2}^{h_{[k]}/2} \sigma_{\alpha\beta}^{[k]} dz_{[k]}, \quad M_{\alpha}^{[k]} = \int_{-h_{[k]}/2}^{h_{[k]}/2} \sigma_{\alpha z}^{[k]} \tilde{z}_{[k]} dz_{[k]} \quad (3)$$

приведенные к срединным плоскостям слоев. В соответствии с [3,4] проводится декомпозиция оболочки на $N - 1$ слоев, вводятся в рассмотрение в точках поверхностей сопряжения $\sigma_{(k)}$ ($k = \overline{1, N-2}$) поверхностные контактные усилия. Если обозначить через $\mathbf{q}^{[k]} = q_1^{[k]} \mathbf{e}_1 + q_3^{[k]} \mathbf{m}$ вектор усилий, действующий на k -ый слой со стороны $[k+1]$ -го

слоя, то на $[k+1]$ -ый слой со стороны k -го слоя будет действовать усилие, равное $-q^{[k]}$. Если векторы перемещений (1) не подчинены условиям сопряжения (2), то введенные в рассмотрение внутренние и внешние силы должны удовлетворять вариационному уравнению [5,6]

$$\delta\Pi - \delta A - \delta A_q = 0 \quad (4)$$

где $\delta\Pi$ – вариация потенциальной энергии деформации, δA – вариация работы заданных внешних сил, δA_q – вариация работы контактных усилий взаимодействия $q^{[k]}$ на соответствующих перемещениях, вычисляемая по формуле

$$\begin{aligned} \delta A_q &= \sum_{k=1}^{N-2} \delta u^{[k]} = \\ &= \delta \int_{\sigma} \sum_{k=1}^{N-2} q^{[k]} \left(u^{[k]} + \frac{h_k}{2} \gamma^{[k]} - u^{[k+1]} + \frac{h_{k+1}}{2} \gamma^{[k+1]} \right) dx \end{aligned} \quad (5)$$

После стандартных преобразований, исходя из (4), в силу произвольности вариаций $\delta u^{[k]}$, $\delta w^{[k]}$, $\delta \gamma_x^{[k]}$, $\delta \gamma_z^{[k]}$, $\delta q_1^{[k]}$, $\delta q_3^{[k]}$ выведена система $4(N-1)$ уравнений равновесия, справедливая для случая малых деформаций при произвольных перемещениях, а также алгебраические уравнения, являющиеся кинематическими условиями сопряжения слоев $\mu_1^{[k]} = 0$, $\mu_3^{[k]} = 0$; $k = \overline{1, N-2}$.

Уравнения, соответствующие предварительному удовлетворению сопряжения слоев. Вводится в рассмотрение N векторов перемещений $v^{(k)} = u^{(k)} e_i + w^{(k)} m$; $k = \overline{1, N}$ точек граничных плоскостей $z_{[1]} = -h_{[1]}/2$, $z_{[N-1]} = h_{[N-1]}/2$, внутренних плоскостей сопряжения слоев и составляется $N-2$ условий сопряжения слоев стержня по перемещениям в виде

$$\begin{aligned} u^{[k]} &= \frac{u^{(k+1)} + u^{(k)}}{2}, \quad w^{[k]} = \frac{w^{(k+1)} + w^{(k)}}{2}, \\ \gamma_x^{[k]} &= \frac{u^{(k+1)} - u^{(k)}}{h_k}, \quad \gamma_z^{[k]} = \frac{w^{(k+1)} - w^{(k)}}{h_k}. \end{aligned} \quad (6)$$

В рассматриваемом случае вместо (4) должно выполняться вариационное уравнение принципа возможных перемещений $\delta\Pi - \delta A = 0$, исходя из которого после проведения стандартных преобразований в силу произвольности вариаций $\delta u^{(k)}$, $\delta w^{(k)}$ выводится система $2N$ дифференциальных уравнений равновесия, справедливая также для случая малых деформаций при произвольных перемещениях.

Материалы слоев стержня считаются ортотропными, причём оси ортотропии совпадают с осями выбранной координат. Для такого материала компоненты напряжений $\sigma_{\alpha\beta}^{[k]}$ с компонентами деформаций связаны физическими зависимостями

следующего вида

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{[k]} &= g_{11}^{[k]} \varepsilon_1^{[k]} + g_{13}^{[k]} \varepsilon_3^{[k]}, \\ \sigma_{33}^{[k]} &= g_{13}^{[k]} \varepsilon_1^{[k]} + g_{33}^{[k]} \varepsilon_3^{[k]}, \quad \sigma_{13}^{[k]} = G_{13}^{[k]} \gamma_{13}^{[k]} \end{aligned} \quad (7)$$

подстановкой которых в формулы (3) устанавливаются физические зависимости между введенными в рассмотрение усилиями, моментами и кинематическими соотношениями. Для волокнистых композитных материалов, изготавливаемых из углероды, первые две зависимости в (7) являются линейными вплоть до разрушения композита, третья зависимость в соответствии с результатами работы [7] является нелинейной. В ней модуль сдвига $G_{13}^{[k]}$ зависит от уровня формирующихся в слое сдвиговых деформаций $\gamma_{13}^{[k]}$ и в общем случае может быть представлена в виде $G_{13}^{[k]} = G_{13}^{[k]}(\gamma_{13}^{[k]})$. Входящие в соотношения (7) упругие характеристики $g_{11}^{[k]}$, $g_{13}^{[k]}$, $g_{33}^{[k]}$ через модули упругости $E_1^{[k]}$, $E_3^{[k]}$ и коэффициенты Пуассона $\nu_{\alpha\beta}^{[k]} (\alpha \neq \beta; \alpha = \overline{1,3}; \beta = \overline{1,3})$ выражаются по известным формулам.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проекты № 16-38-60068, 15-01-05686, 15-41-02569).

1. Паймушин В.Н. Проблемы геометрической нелинейности и устойчивости в механике тонких оболочек и прямолинейных стержней // ПММ. 2007. Т.71. № 5. С. 855 – 893.
2. Паймушин В.Н., Гунал И.Ш., Луканкин С.А., Фирсов В.А. Исследование качества нелинейных уравнений теории упругости на задачах устойчивости плоских криволинейных стержней слоистой структуры (постановка задачи) // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2010. – №2. – С. 34–37.
3. Паймушин В.Н., Гунал И.Ш., Луканкин С.А., Фирсов В.А. Исследование качества нелинейных уравнений теории упругости на задачах устойчивости плоских криволинейных стержней слоистой структуры (алгоритм и результаты численного исследования) // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2010. – №3. – С. 16–19.
4. Паймушин В.Н., Холмогоров С.А., Бадриев И.Б., Макаров М.В. Геометрически и физически нелинейная задача о трехточечном изгибе композитных тест-образцов. Материалы XXII международного симпозиума «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» им. А.Г. Горшкова. Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). Издательство: ООО"ТРИП". – 2016. – С.197–202.
5. Паймушин В.Н. К вариационным методам решения нелинейных пространственных задач сопряжения деформируемых тел // ДАН СССР. 1983. Т. 273. №5. С. 1083–1086.
6. Паймушин В.Н. Вариационная постановка задач механики составных тел кусочно-однодородной структуры // Прикладная механика. 1985. Т.21. №1. С. 27–34.
7. Паймушин В.Н., Фирсов В.А., Холмогоров С.А. Нелинейное поведение волокнистого композита на основе углеродного волокна в условиях сдвига. Материалы XXII международного симпозиума «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» им. А.Г. Горшкова. Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). Издательство: ООО"ТРИП". – 2016. – С.143–145.

АНАЛИЗ СТАНДАРТОВ ИСПЫТАНИЙ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ И НАПРАВЛЕНИЯ ИХ ДАЛЬНЕЙШЕГО РАЗВИТИЯ

Паймушин В.Н.^{1,2*}, Холмогоров С.А.¹, Макаров М.В.^{1,2}

¹ КНИТУ-КАИ, Казань, Россия; * vprajmushin@mail.ru

² КФУ, Казань, Россия

Аннотация: В соответствии с существующими международными и отечественными стандартами проведён цикл испытаний по определению механических характеристик двух видов однонаправленного волокнистого композита на основе углеродного волокна. Исследован вид диаграмм деформирования при растяжении и сжатии специальных тест-образцов в направлении $\pm 45^\circ$ основы. Вид диаграмм деформирования определён также отдельно для связующего XT-118 путём растяжения тест-образцов, изготовленных только из одного связующего. Исходя из полученных результатов, проведён анализ содержательности и корректности используемых стандартов испытаний.

Ключевые слова: композиционные материалы, стандарты испытаний, механические характеристики, трехточечный изгиб, устойчивость.

Результаты испытаний однонаправленного волокнистого композита по существующим стандартам

При прочностном анализе конструкций из композитных материалов (КМ) используется, как правило, феноменологический подход к описанию свойств КМ, согласно которому композит рассматривается как условно однородный и, как правило, анизотропный материал. На этой основе разрабатываются соответствующие математические модели, корректно описывающие его деформирование и разрушение. Параметры таких моделей, как правило, определяются исходя из данных соответствующих экспериментов. Известно существенное влияние на механические свойства КМ технологических факторов при изготовлении изделий и элементов конструкций. Поэтому КМ рассматривают как материал, создаваемый совместно с конструкцией, а информацию о его свойствах получают на основе результатов испыта-

ний таких “характерных” образцов, которые бы адекватно отражали специфику работы КМ в составе реальной конструкции. Этому требованию, как правило, удовлетворяют стандартные плоские образцы, изготовленные наложением определенного количества монослоев друг на друга.

В табл.1 приведены осредненные упругие и прочностные характеристики углепластика, найденные путем проведения испытаний тест-образцов из однонаправленной углетеленты HSE 180 REM с прямолинейными волокнами и связующего ЭДТ-69НМ [1]. Тест-образцы изготовлены в виде брусков прямоугольного поперечного сечения с армированием в направлении оси 1 (0°). Испытания на растяжение, сжатие, трехточечный изгиб и методики определения их характеристик прочности и упругости полностью соответствуют существующим в настоящее время стандартам.

Таблица

№	Наименование определяемой характеристики и обозначение	Значение
1	Модуль упругости при растяжении в направлении оси 1, $< E_1^+ >$	133 ГПа
2	Модуль упругости при растяжении в направлении оси 2, $< E_2^+ >$	5,9 ГПа
3	Модуль упругости при сжатии в направлении оси 1, $< E_1^- >$	132 ГПа
4	Коэффициент Пуассона, найденный при растяжении в направлении оси 1, $< \nu_{12} >$	0,29
5	Коэффициент Пуассона, соответствующий растяжению в направлении оси 2, $< \nu_{21} > = < E_2^+ > < \nu_{12} > / < E_1^+ >$	0,0126
6	Модуль упругости $< E_{1u}^{(12)} >$, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 1-2	101,2 ГПа
7	Модуль упругости $< E_{1u}^{(13)} >$, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 1-3	89,7 ГПа
8	Модуль упругости $< E_{2u}^{(23)} >$, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 2-3	7,31 ГПа
9	Модуль сдвига $< G_{12} >$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 1-2	1,12 ГПа
10	Модуль сдвига $< G_{13} >$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 1-3	1,31 ГПа
11	Модуль сдвига $< G_{23} >$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 2-3	0,4 ГПа
12	Предел прочности при растяжении в направлении оси 1, $< \sigma_1^+ >$	2490 МПа
13	Предел прочности при сжатии в направлении оси 1, $< \sigma_1^- >$	459 МПа
14	Предел прочности $< \sigma_2^+ >$ при растяжении в направлении оси 2	17,2 МПа
15	Предел прочности при сжатии $< \sigma_{1u}^{(12)} >$ в направлении оси 1, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 1-2	824 МПа

16	Предел прочности при сжатии $\langle \sigma_{1u}^{(13)} \rangle$ в направлении оси 1, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 1-3	801 МПа
17	Предел прочности при сжатии $\langle \sigma_{2u}^{(23)} \rangle$ в направлении оси 2, найденный при изгибе длинных образцов в плоскости 2-3	41,9 МПа
18	Предел прочности при сдвиге $\langle \sigma_{12} \rangle$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 1-2.	65,1 МПа
19	Предел прочности при сдвиге $\langle \sigma_{13} \rangle$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 1-3	53,6 МПа
20	Предел прочности при сдвиге $\langle \sigma_{23} \rangle$, найденный при изгибе коротких образцов в плоскости 2-3	54 МПа

Проведя критический анализ представленных результатов, следует отметить, что наиболее достоверными и надежными являются результаты, приведенные в строках 1–5 и 12–14. Из них значения $\langle E_1^+ \rangle$, $\langle E_2^+ \rangle$, $\langle \nu_{12} \rangle$, $\langle \sigma_1^+ \rangle$ получены испытанием тонких тест-образцов на растяжение, когда в экспериментах с большой степенью точности наблюдается линейный закон деформирования, а разрушение образца происходит разрывом волокон композита. Значения $\langle E_1^- \rangle$, $\langle \sigma_1^- \rangle$, получены сжатием тест-образцов толщиной 10 мм с использованием специального приспособления, в экспериментах наблюдается сохранение линейного закона деформирования в процессе нагружения вплоть до разрушения образцов, а само разрушение происходит межслойным расслоением.

Значения, приведенные в строках 6,7,8 и 15, 16, 17 определяются испытанием не тонких длинных тест-образцов на трехточечный изгиб и из них значения $\langle E_{1u}^{(12)} \rangle$, $\langle E_{1u}^{(13)} \rangle$, $\langle E_2^{(23)} \rangle$ найдены в предположении о том, что композит является разномодульным материалом, а фиксируемым параметром вплоть до разрушения является измеряемый прогиб середины образца. Заметим, что разрушение таких образцов при изгибе в плоскостях 1–2 и 1–3 происходит межслойным расслоением, начинающимся с их концевых сечений, а не разрывом волокон в среднем сечении образца, т.е. фиксируемые значения напряжений $\langle \sigma_{1u}^{(12)} \rangle$, $\langle \sigma_{1u}^{(13)} \rangle$ не соответствуют механизму разрушения образца.

Значения, приведенные в строках 9, 10, 11 и 18, 19, 20 определяются испытанием не тонких, но коротких тест-образцов на трехточечный изгиб, но при этом считается, что их разрушение происходит межслойным расслоением в окрестности середины образца из-за достижения поперечных касательных напряжений $\langle \sigma_{12} \rangle$, $\langle \sigma_{13} \rangle$ и $\langle \sigma_{23} \rangle$ предельных значений. При этом для определения модулей сдвига $\langle G_{12} \rangle$, $\langle G_{13} \rangle$, $\langle G_{23} \rangle$ используется методика, основанная на сопоставлении прогибов, определяемых из эксперимента и теоретическим путем при учете поперечных сдвигов.

О неклассической форме потери устойчивости и разрушении композитных тест-образцов в

условиях трехточечного изгиба

В цикле ранее выполненных работ [2,3 и др.] было показано, что при малых деформациях использование соотношений классической геометрически нелинейной теории упругости, составленных в квадратичном приближении и считающихся во всей научной и учебной литературе абсолютно корректными, при некоторых видах нагружения приводит к появлению «ложных» бифуркационных решений. Для случая малых деформаций для них был построен непротиворечивый вариант, а также рассмотрены простейшие примеры его применения, связанные с редукцией двумерной нелинейной задачи деформирования полосы в виде стержня к одномерным уравнениям и последующим их использованием для выявления возможных ФПУ при характерных видах нагружения. Из полученных результатов абсолютно новыми оказались результаты, связанные с исследованием ФПУ стержня при его равномерном сжатии в поперечном направлении и чистом сдвиге [3]. Опираясь на эти результаты, рассмотрена линеаризованная задача о трехточечном изгибе тест-образца прямоугольного поперечного сечения из однонаправленного волокнистого композита, который, опираясь на концевые цилиндрические опоры, подвергается нагружению через жесткий штамп цилиндрической формы в середине образца силой P (рис.1).

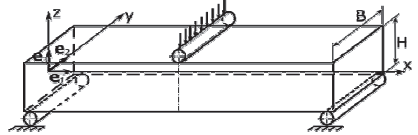


Рис.1

С целью уточненного описания процесса деформирования образца, следуя полученным ранее результатам [2,3], для вектора перемещений U произвольной точки $M(x,y,z)$ используется представление по модели Тимошенко (H – толщина образца)

$$U = Ue_1 + We_2 = (u + z\psi)e_1 + (w + z\varphi)e_2, \quad (1)$$

– $H/2 \leq z \leq H/2$,
где u, w – перемещения точек осевой линии в направлении осей x, z ; ψ – угол поворота попе-

речного сечения $x = const$ вокруг оси y ; φ – функция поперечного обжатия в направлении оси z . В соответствии с (1) и полученными ранее результатами [2,3] компоненты деформаций определяются одномерными соотношениями, составленными в приближении

$$\begin{aligned}\eta_1 &= \varepsilon_1 + z\alpha_1, \quad \eta_{13} = \gamma_{13} + z\alpha_{13}, \quad \eta_3 = \varepsilon_3 = \varphi + \psi^2/2, \\ \varepsilon_1 &= u_x + w_x^2/2, \quad \gamma_{13} = w_x(1+\varphi) + \psi(1+u_x), \\ \alpha_1 &= \psi_x + w_{xx}\varphi_x, \quad \alpha_{13} = (1+\varphi)\varphi_x + \psi\psi_x.\end{aligned}\quad (2)$$

Если ввести в рассмотрение физические зависимости

$$\begin{aligned}Q_x &= BHE_1(\varepsilon_1 + \nu_{31}\varepsilon_3), \quad T_z = BHE_3(\varepsilon_3 + \nu_{13}\varepsilon_1), \\ M_y &= D_1\alpha_1, \quad Q_z = HBG\gamma_{13}, \quad S_x = \frac{BH^3G}{12}\alpha_{13},\end{aligned}\quad (3)$$

то соотношениям (1) и (2) соответствуют уравнения равновесия

$$\begin{aligned}Q_{x,x}^* &= 0, \quad Q_{z,x}^* + X_3 = 0, \quad M_{y,x}^* - N_z^* = 0, \\ S_{x,x}^* - T_z^* &= 0, \\ (4) \quad \text{где}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}Q_x^* &= Q_x + Q_z\psi, \quad Q_z^* = Q_z(1+\varphi) + Q_zw_x + M_y\varphi_x, \\ M_y^* &= M_y + S_x\psi, \quad N_z^* = Q_z(1+u_x) + T_z\psi + S_x\psi_x, \\ S_{x,x}^* &= S_{x,x}(1+\varphi) + M_yw_x, \quad T_z^* = T_z + Q_zw_x + S_{x,x}\varphi_x.\end{aligned}\quad (5)$$

Для исследования устойчивости равновесия тест-образца при его трехточечном изгибе на основе метода конечных сумм в варианте интегрирующих матриц разработан численный метод решения уравнений нейтрального равновесия, полученных линеаризацией уравнений (2) – (5) в окрестности моментного напряженно-деформированного состояния. На основе разработанного метода и созданного программного обеспечения проведены вычислительные эксперименты по моделированию трехточечного изгиба тест-образцов, изготовленных из углероды на основе препрега HSE 180 REM с прямолинейными волокнами. При численном решении задачи для коротких ($L = 50$ мм) и длинных ($L = 130$ мм) образцов задавались упругие характеристики материала $E_1 = 131$ ГПа, $E_3 = 5,9$ ГПа, $\nu_{13} = 0,29$, $G_{13} = 459$ МПа, определённые из экспериментов на растяжение и сжатие. Из них значение $G_{13} = 459$ МПа равно критическому напряжению осевого сжатия – $\sigma_{11}^0 = \sigma_{11}^* = 459$ МПа, при достижении которого происходит разрушение образца по чисто сдвиговой форме [4–6]. Анализ полученных результатов показал, что разрушение тест-образцов из рассматриваемого композита при их испытаниях на трехточечный изгиб происходит не по причине достижения напряжений сжатия предела прочности на сжатие (для удлиненных тест-образцов) и поперечных касательных напряжений пределов прочности на сдвиг (для коротких тест-образцов), а по причине реализации некласси-

ческой почти сдвиговой формы потери устойчивости (ФПУ) тест-образцов при их поперечном изгибе.

О модуле сдвига однонаправленного волокнистого композита на основе растяжения и сжатия специальных тест-образцов

Модуль сдвига волокнистого композитного материала является одной из его важнейших механических характеристик. В условиях сжатия композита напряжением, направленным вдоль волокон, критическое значение напряжения, соответствующее реализации чисто сдвиговой формы потери устойчивости, оказывается равным модулю поперечного сдвига [4–6 и др.]. Его прямое определение по методикам, используемым для изотропных материалов, для композитного материала невозможно. Поэтому для его определения существует несколько как отечественных, так и зарубежных методик. Одним из наиболее простых способов его косвенного определения является методика, основанная на растяжении или сжатии тест-образцов с углами укладки волокон $\pm 45^\circ$ по отношению к линии действия силы [7–8]. В соответствии с этой методикой проведён цикл испытаний по определению механических характеристик однонаправленного волокнистого композита на основе углеродного волокна марки ЭЛУР-П и связующего ХТ-118 (смола холодного отверждения). Исследован вид диаграмм деформирования данного композита при растяжении специальных тест-образцов вдоль, поперёк и в направлении $\pm 45^\circ$ основы, сжатии тест-образцов вдоль и в направлении $\pm 45^\circ$ основы. Вид диаграмм деформирования определён также отдельно для связующего ХТ-118 путём растяжения тест-образцов изготовленных только из одного связующего. Результатами испытаний на растяжение является определённый осреднённый модуль упругости $\langle E_x = E_1 \rangle = 104,73$ ГПа, предел прочности $\langle \sigma_1^+ \rangle = 476,73$ МПа и коэффициент Пуассона $\langle \nu_{12} \rangle = 0,34$. Построенные диаграммы растяжения являются абсолютно линейными. При растяжении тест-образцов поперёк волокон композита найден осреднённый модуль упругости $\langle E_y = E_2 \rangle = 5,66$ ГПа, и предел прочности $\langle \sigma_2^+ \rangle = 16,63$ МПа. Определённый при испытаниях образцов из одного только связующего осреднённый модуль упругости равен $\langle E_1^+ \rangle = 2,67$ ГПа, предел прочности $\sigma_1^+ = 27,62$ МПа, а построенные диаграммы являются почти линейными. Найденный осреднённый модуль при сжатии вдоль волокон составляет $\langle E_1^- \rangle = 96,32$ ГПа, предел прочности $\langle \sigma_1^- \rangle = 529,28$ МПа.

Для установления физической зависимости исследуемого материала $G_{12} = G_{12}(\gamma_{12})$ проведены эксперименты на растяжение и сжатие прямоугольных перекрестно армированных образцов с углами

укладки волокон $\alpha = \pm 45^\circ$ по отношению к направлению действия силы. На рис.2а представлены диаграммы $G_{12}(\gamma_{12})$, построенные в результате обработки экспериментальных данных, приведенных на рис.2б. По характеру кривых видно, что они являются сильно нелинейными, а уменьшение модуля сдвига по мере увеличения γ_{12} происходит с момента начала деформирования. Такое снижение модуля сдвига может быть связано только с изменением структуры композита даже при малых сдвиговых деформациях γ_{12} , связанным с непрерывной сменой форм потери устойчивости волокон и пучка волокон в условиях действия на них нормальных поперечных напряжений совместно с касательными напряжениями. Видно также, что в условиях сжатия образцов диаграмма деформирования $G_{12}(\gamma_{12})$ располагается выше диаграммы, полученной в условиях растяжения.

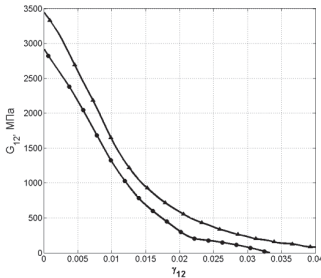


Рис.2а. Растяжение (—●—), сжатие (---▲---)

Задача о трёхточечном изгибе композитных тест-образцов в геометрически и физически нелинейной постановке

В развитие описанных выше результатов исследований рассмотрена геометрически и физически нелинейная задача о трёхточечном изгибе коротких и удлиненных тест-образцов, изготовленных из углеленты на основе препрега HSE 180 REM с прямолинейными волокнами. Анализ результатов испытаний такого композита, приведенных в таблице, показывает, что зависимости $\sigma_{11} = \sigma_{11}(\eta_1)$ и $\sigma_{33} = \sigma_{33}(\epsilon_3)$ (σ_{11} , σ_{33} — соответственно, продольные и поперечные нормальные напряжения, действующие в стержне) являются практически линейными, тогда как зависимость $\sigma_{13} = \sigma_{13}(\eta_{13})$ (σ_{13} , η_{13} — касательное напряжение в поперечном направлении и деформация поперечного сдвига), определённая также в результате экспериментов, является сильно нелинейной.

При рассматриваемом нагружении и закреплении образца, как показывают эксперименты, для длинных образцов при их плоском поперечном изгибе между приложенной силой P и прогибом образца

линейная зависимость сохраняется практически вплоть до начала процесса его разрушения, а для коротких образцов такая зависимость является нелинейной. Задача сформулирована исходя из соотношений (2) – (5). Граничные условия на концах стержня задавались в следующем виде:
 $Q_x^* = 0, M_y^* = 0, S_{xz}^* = 0, w = 0$ при $x = 0$; $u = 0, \psi = 0, Q_z^* = P/2, S_{xz}^* = 0$ при $x = L/2$.

В соответствии с установленной выше физической зависимостью $\sigma_{13} = G(\gamma_{13})\gamma_{13}$ физически нелинейными в (3) являются соотношения для усилия Q_z и момента S_{xz} . В связи с этим и геометрическими соотношениями (2) уравнения равновесия (4) при использовании соотношений (5) будут содержать в себе как физически, так и геометрически нелинейные слагаемые.

В соответствии с используемым методом конечных сумм исходные уравнения сводятся к интегро-алгебраическим уравнениям, проводится их аппроксимация методом коллокаций по узлам Гаусса и на отрезке $[0, L/2]$ — области определения неизвестной вектор-функции $\{dU(x_n)\}$ — вводится неравномерная сетка $\omega_n = \{x_i : 0 \leq x_1 < x_2 < \dots < x_{n-1} < x_n \leq L/2\}$. Используемый численный метод позволяет весьма точно описать решения, имеющие большие градиенты изменения на весьма коротких участках. Так, например, для описания искомой вектор-функции $\{dU(x_n)\}$ на указанном интервале производится значительное сгущение сетки: интервал от $0 \leq x \leq 0.9(L/2)$ был разбит на 100 сечений, в то время как интервал $0.9(L/2) \leq x \leq L/2$ — на 200 сечений.

Для разрешения физической и геометрической нелинейности используется предложенный в [9] двухслойный итерационный процесс с опусканием нелинейности на нижний слой (метод Пикара) :

$$A_1^{(k)}(dU^{(k+1)} - dU^{(k)})/\tau + (A_1^{(k)} + A_2^{(k)})dU^{(k)} = F, (6)$$

где $A_1^{(k)}$ — линейный оператор, $A_2^{(k)}$ — нелинейный оператор. Нелинейная зависимость модуля поперечного сдвига G от величины сдвиговой деформации γ_{12} , полученной экспериментально-численным методом, входит в задачу как зависимость операторов $A_1^{(k)}, A_2^{(k)}$ от $dU^{(k)}$, где $A_1^{(0)}, dU^{(0)}$ — заданное начальное приближение, $\tau > 0$ — итерационный параметр.

Программная реализация в среде MatLAB разработанного численного метода решения сформулированной задачи позволила путем табуляции по параметру нагружения исследовать устойчивость равновесия рассматриваемого тест-образца. Итерационный параметр подбирался эмпирически. Начальное приближение $dU^{(0)}$ задавалось нуле-

вым. Вычисления согласно (6) проводились до тех пор, пока норма невязки $\|F - (A_1^{(k)} + A_2^{(k)})dU^{(k)}\|$

оставалась больше заданной точности $\varepsilon = 5 \cdot 10^{-8}$.

При численном решении задачи для коротких ($L = 50$ мм) и длинных ($L = 130$ мм) образцов задавались упругие характеристики рассматриваемого материала $E_1 = 131$ ГПа, $E_3 = 5,9$ ГПа, $\nu_{13} = 0,29$, определённые из экспериментов на растяжение и сжатие.

На рис. 3 показана зависимость действующей нагрузки P от прогиба в центральной точке балки. Установлено, что при величине нагрузки, равной $P = 5,6$ кН, и достижении модуля поперечного сдвига значения $\bar{G}_{13} = 450$ МПа итерационный процесс перестает сходиться. Такие значения с большой точностью согласуются как с результатами экспериментальных исследований, так и результатами решения задачи в линеаризованной постановке. С целью иллюстрации на рис. 4 приведена зависимость сдвиговой деформации от координаты x в момент потери устойчивости. Полученные результаты подтверждают сформулированный выше вывод о том, что разрушение рассматриваемых композитов при их испытаниях на трехточечный изгиб происходит по причине реализации неклассической почти сдвиговой формы потери устойчивости (ФПУ) в условиях поперечного изгиба.

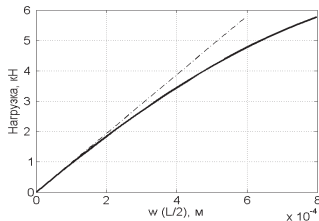


Рис. 3

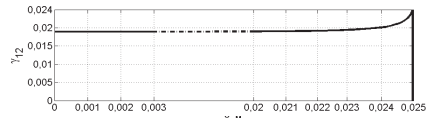


Рис. 4

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проекты № 16-38-60068, 16-38-00788).

1. Каюмов Р.А., Лукашкин С.А., Паймушин В.Н., Холмогоров С.А. Идентификация механических характеристик армированных волокнами композитов// Уч. записки Казанского ун-та. Серия: физико-матем. науки. – 2015. – Т. 157. – №4. – С.112–132.
2. Паймушин В.Н., Шалашилин В.И. Непротиворечивый вариант теории деформаций сплошных сред в квадратичном приближении// Докл. РАН. – 2004. – Т.396. – №4. – С.492-495.
3. Паймушин В.Н., Шалашилин В.И. О соотношениях теории деформаций в квадратичном приближении и проблемы построения уточненных вариантов геометрически нелинейной теории слоистых элементов конструкций// ПММ. – 2005. – Т.69. – Вып.5. – С.861-881.
4. Rosen BW. // Mechanics of composite strengthening in Fiber Composite Materials. American Society for Metals, Metals Park, Ohio:1965;37–75.
5. Budiansky B., Fleck N.A. J. // Mech. Phys. Solids Vol.71, No. 1, pp. 183-211, 1993.
6. Naik N.K., Rajesh S.Kumar. // Composite Structures 46 (1999) 299–308.
7. D3518/3518M-94 (Reapproved 2001). Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate, vol. 15.03, Space Simulation; Aerospace and Aircraft; Composite Materials. ASTM International, West Conshohocken, PA (2005).
8. D3410/D3410M – 03, Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading, vol. 15.03, Space Simulation; Aerospace and Aircraft; Composite Materials. ASTM International, West Conshohocken, PA (2005).
9. Badriev I.B., Banderov V.V., Makarov M.V., Paimushin V.N. Determination of stress-strain state of geometrically nonlinear sandwich plate // Applied Mathematical Sciences. – 2015. – VI. 9, № 78. – P. 3887–3895.

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СЛОИСТОГО КОМПОЗИТНОГО ТЕСТ-ОБРАЗЦА ПРИ ТРЁХТОЧЕЧНОМ ИЗГИБЕ

Паймушин В.Н.^{1,2*}, Холмогоров С.А.¹, Макаров М.В.^{1,2}

¹ КНИТУ-КАИ, Казань, Россия; * vprajmushin@mail.ru
² КФУ, Казань, Россия.

Аннотация: Проведено численное исследование напряжённно-деформированного состояния (НДС) слоистого композитного тест-образца при трёхточечном изгибе, отвечающем известным отечественным и международным стандартам испытаний. Соответствующая задача сформулирована в линейной постановке на основе одномерных уравнений, полученных редукцией исходных двумерных уравнений теории упругости путём представления тест-образца в виде многослойного стержня и описания механики деформирования каждого слоя по модели С.П.Тимошенко. Численное решение задачи, сформулированной исходя из двух построенных вариантов одномерных уравнений, найдено на основе метода конечных сумм. Один из используемых вариантов уравнений соответствует контактной постановке задачи, в соответствии с которой в точках сопряжения слоев введены в рассмотрение в качестве неизвестных контактные напряжения, а второй вариант соответствует предварительному удовлетворению кинематическим условиям сопряжения слоев по перемещениям.

Ключевые слова: слоистый стержень, трёхточечный изгиб, метод конечных сумм, локализация напряжений.

Постановка задачи

Рассматривается тест-образец в виде слоистого стержня общей высотой H , длиной L и толщинами $h_{[k]}$ каждого слоя, находящийся в условиях трёхточечного изгиба (рис.1). Нагружение реализуется путём приложения нагрузки в середине верхней граничной поверхности стержня через жёсткий цилиндрический ролик, нижняя граничная поверхность стержня опёрта на концевые ролики такой же формы.

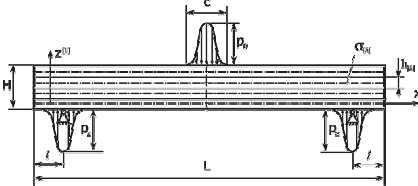


Рис.1

Для постановки соответствующей задачи трёхточечного изгиба используются одномерные уравнения в двух вариантах, построенные в работе [1] для слоистых стержней путём использования для каждого слоя модели С.П.Тимошенко с учётом поперечного обжатия. Первый вариант уравнений представлен системой $4(N-1)$ одномерных дифференциальных уравнений равновесия вида

$$\begin{aligned} f_1^{[k]} &= Q_x^{[k]} + q_1^{[k]} = 0, \dots, \\ f_4^{[k]} &= S_{xz}^{[k]} - T_z^{[k]} + \frac{h_{[k]}}{2} (q_3^{[k]} + q_3^{[k-1]}) = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

$$Q_x^{[k]} = C_{11}^{[k]} u_{,x}^{[k]} + C_{13}^{[k]} \gamma^{[k]}, \dots,$$

$$S_{xz}^{[k]} = D_{13}^{[k]} \gamma_{,x}^{[k]}, T_z^{[k]} = C_{13}^{[k]} u_{,x}^{[k]} + C_{33}^{[k]} \gamma^{[k]}$$

и соответствует контактной постановке задачи, в соответствии с которой в точках сопряжения слоев введены в рассмотрение в качестве неизвестных контактные напряжения $q_1^{[k]}$ и $q_3^{[k]}$. В (1) $u^{[k]}, w^{[k]}$

– перемещения точек срединных плоскостей слоев в направлениях осей x и $z^{[k]}$, $\gamma_x^{[k]}$ – углы поворотов нормали вокруг оси u , функции $\gamma^{[k]}$ описывают поперечное обжатие $[k]$ -го слоя стержня в направлении z , $C_{11}^{[k]}, D_{13}^{[k]}, C_{33}^{[k]}$ – жёсткости слоёв. Решения уравнений (1) должны удовлетворять кинематическим условиям сопряжения слоев по перемещениям

$$\begin{aligned} \mu_1^{[k]} &= u^{[k]} + \frac{h_{[k]}}{2} \gamma_x^{[k]} - u^{[k+1]} + \frac{h_{[k+1]}}{2} \gamma_x^{[k+1]} = 0, \\ \mu_3^{[k]} &= w^{[k]} + \frac{h_{[k]}}{2} \gamma^{[k]} - w^{[k+1]} + \frac{h_{[k+1]}}{2} \gamma^{[k+1]} = 0; \quad (2) \\ k &= \overline{1, N-2}. \end{aligned}$$

При использовании второй постановки задачи, соответствующей предварительному удовлетворению кинематическим условиям сопряжения слоев по перемещениям (2), вводятся в рассмотрение N векторов перемещений $v^{(k)} = u^{(k)} e_1 + w^{(k)} m$; $k = \overline{1, N}$ точек граничных поверхностей крайних слоёв и всех внутренних поверхностей сопряжения слоев, что позволяет составить зависимости вида

$$\begin{aligned} u^{[k]} &= \frac{u^{(k+1)} + u^{(k)}}{2}, \quad w^{[k]} = \frac{w^{(k+1)} + w^{(k)}}{2}, \\ \gamma_x^{[k]} &= \frac{u^{(k+1)} - u^{(k)}}{h_{[k]}}, \quad \gamma^{[k]} = \frac{w^{(k+1)} - w^{(k)}}{h_{[k]}}. \end{aligned}$$

При этом разрешающая система $2N$ дифференциальных уравнений равновесия принимает вид

$$\begin{aligned} f_1^{(k)} &= Q_x^{(k)} - N_{13}^{(k)} = 0, \\ f_2^{(k)} &= Q_z^{(k)} - T_z^{(k)} + X_3^{(k)} = 0, \end{aligned} \quad (3)$$

где

$$Q_x^{(k)} = \frac{Q_x^{[k-1]} + Q_x^{[k]}}{2} + \frac{M_y^{[k-1]}}{h_{[k-1]}} - \frac{M_y^{[k]}}{h_{[k]}}; N_{13}^{(k)} = \frac{Q_z^{[k-1]}}{h_{[k-1]}} - \frac{Q_z^{[k]}}{h_{[k]}};$$

$$Q_z^{(k)} = \frac{Q_z^{[k-1]} + Q_z^{[k]}}{2} + \frac{S_{xz}^{[k-1]}}{h_{[k-1]}} - \frac{S_{xz}^{[k]}}{h_{[k]}}; T_z^{(k)} = \frac{T_z^{[k-1]}}{h_{[k-1]}} - \frac{T_z^{[k]}}{h_{[k]}}; k = \overline{2, N-1}$$

$$X_3^{(k)} = \frac{X_3^{[k-1]} + X_3^{[k]}}{2}; k = \overline{2, N-1};$$

Для обоих вариантов уравнений граничные условия формулируются для сечения $x = 0$ и $x = L/2$ в виде

$$\begin{aligned} Q_x^{(k)} &= Q_x^{(k)} = 0, \quad Q_z^{(k)} = Q_z^{(k)} = 0, \\ M_y^{(k)} &= 0, \quad S_{xz}^{(k)} = 0, & \text{при } x = 0; \\ u^{(k)} &= u^{(k)} = 0, \quad Q_z^{(k)} = Q_z^{(k)} = 0, \\ \gamma_x^{(k)} &= 0, \quad S_{xz}^{(k)} = 0 & \text{при } x = L/2 \end{aligned} \quad (4)$$

причём при $x = l$ формулируются условия $w^{(1)} = w^{(1)} = 0$, позволяющие определить величину p_z в процессе решения задачи.

В рамках принятой степени точности описания полей перемещений действующая на образец поперечная нагрузка X_3^+ на интервале $(L/2 - c/2) \leq x \leq (L/2 + c/2)$ задана в виде

$$X_3^+ = -p_0 \cos \frac{\pi(x - L/2)}{c}$$

Реакции опор на отрезках $(l/2 - c/2) \leq x \leq (l/2 + c/2)$ считаются неизвестными и заданными аппроксимацией вида

$$X_3^- = -p_z \cos \frac{\pi(x - l/2)}{c}, \text{ где } p_z - \text{параметр, который требуется определить.}$$

Решения уравнений (1) и (3) найдены численным методом конечных сумм. В соответствии с ним искоемые дифференциальные уравнения путём интегрирования по координате x и удовлетворению граничным условиям (4) сводятся к системе интегральных уравнений, содержащих интегральные операторы типа Вольтерра. Путём их замены конечно-суммарными аналогами (интегрирующими матрицами), построение которых подробно изложено в [2], исходная задача сводится к стандартной задаче вида $[A]\{X\} = \{F\}$, где $\{X\}$ – вектор неизвестных задачи, $\{F\}$ – вектор нагрузки. Численная процедура формирования матриц и решения системы алгебраических уравнений реализована в среде пакета MATLAB.

На основе разработанного метода проведены численные эксперименты при нагрузке $\int_{L/2-c/2}^{L/2+c/2} X_3^+ dx = 2,4 \text{ кН}$. Расчеты проводились для стержня с высотой поперечного сечения $H = 9,6 \text{ мм}$, длиной $L = 170 \text{ мм}$ и упругими характеристиками, соответствующим однонаправленному волокнистому композиту HSE 180-REM: $E_1 = 133 \text{ ГПа}$,

$E_3 = 5,9 \text{ ГПа}$, $G_{13} = 4,5 \text{ ГПа}$, $\nu_{13} = 0,29$. На отрезке $[0, L/2]$ была введена неравномерная сетка со сгущениями в зонах роликов, в общей сложности количество узлов в направлении x составило $n = 600$, в направлении z стержень разбивался на $N = 130$ слоёв.

Результаты численных экспериментов приведены на рис. 2-4. Стоит отметить, что в окрестностях $x = l = 5 \text{ мм}$ (в зоне опорного ролика на нижнем слое, срединная поверхность которого соответствует $z_n \approx 0,04H$) и $x = L/2 = 85 \text{ мм}$ (в зоне нагружающего ролика на верхнем слое, срединная поверхность которого соответствует $z_d \approx 0,96H$) имеет место высокая степень локализации касательных напряжений, обусловленная обжатием слоёв в поперечном направлении. На рис.2 представлено распределение касательных напряжений q_1 по длине образца на срединной плоскости первого слоя $z_n \approx 0,04H$ (---), верхнего слоя $z_d \approx 0,96H$ (—) и среднего слоя $z_c = H/2$ (— · — · —), найденных из решения второго варианта уравнений.

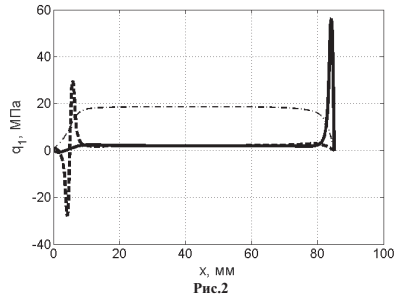


Рис.2

На рис.3 показано распределение напряжений обжатия q_3 также в нижнем, верхнем и среднем слоях. Видно, что величина силы $P = \int_{L/2-c/2}^{L/2+c/2} X_3^+ dx$,

действующей на верхний слой, равна половине величины реакции опоры $R = \int_{l-c/2}^{l+c/2} X_3^- dx$.

Распределение касательных напряжений q_1 по квадратичной параболе в направлении z на удалении от роликов практически соответствует формуле Журавского классической теории поперечного изгиба балок. В результате действия нагрузки X_3^- на нижний слой и X_3^+ на верхний слой максимальное значение q_1 увеличивается и смещается к слою, на который действует нагрузка. На рис.4 представлено распределение касательных напряжений q_1 по высоте образца в сечениях $x_o \approx l + 0,3c$ (---), $x_n \approx L/2 - 0,3c$ (—) и $x = L/4$ (— · — · —).

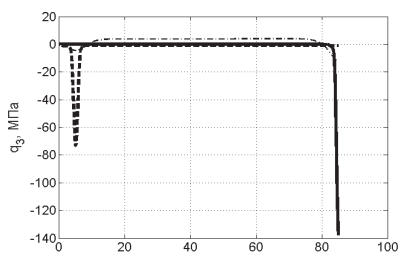


Рис.3

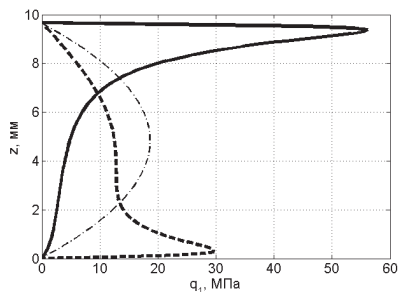


Рис.4

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проекты № 16-38-60068, 16-38-00788, 15-01-05686, 15-41-02569).

1. Паймушин В.Н., Холмогоров С.А. Два варианта уравнений нелинейной теории многослойных оболочек в квадратичном приближении // В сборнике: Материалы XXII Международного симпозиума «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред» им. А.Г. Горшкова. Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет). 2016. С. 193-197.

2. Даутов Р.З., Паймушин В.Н. О методе интегрирующих матриц решения краевых задач для обыкновенных уравнений четвертого порядка // Изв. вузов. Математика. - 1996. - №10. - С. 13-25.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ПОМОЩЬЮ ИЗМЕРЕНИЯ КОМПОНЕНТ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ НА КОНТУРЕ ЗОНДИРУЮЩЕГО ОТВЕРСТИЯ

Писарев В.С.^{*}, Елеонский С.И.
ФГУП "ЦАГИ", Жуковский, Россия; ^{*}VSP5335@mail.ru;

Аннотация: Представлен новый метод определения остаточных напряжений в ортотропных пластинах, основанный на измерении локальных перемещений методом электронной спекл-интерферометрии. В качестве исходной информации используются величины приращений диаметра отверстия в направлении главных остаточных напряжений. Показано, что искомые соотношения, связывающие экспериментальные данные с компонентами остаточных напряжений, представляют собой единственное решение корректно сформулированной обратной задачи.

Ключевые слова: Остаточные напряжения, ортотропные материалы, метод сверления отверстия, электронная спекл-интерферометрия.

Введение

Используемый способ определения остаточных напряжений основан на аналитическом решении С.Г. Лехницкого, которое описывает концентрацию напряжений вдоль контура центрального отверстия в прямоугольной ортотропной пластине при её растяжении [1]. Рассматривается случай, когда главные оси остаточных напряжений совпадают с главными направлениями анизотропии. Искомые соотношения, связывающие исходные экспериментальные данные с компонентами остаточных напряжений, представляют собой единственное решение корректно сформулированной обратной задачи. Компоненты перемещений на контуре кругового отверстия измеряются методом спекл-интерферометрии. Наличие картин интерференционных полос, качество которых достаточно высоко для надёжной идентификации порядков полос непосредственно на контуре отверстия, является экспериментальным основанием разработанного подхода.

Основные соотношения

Схема прямоугольной пластины 1 с зондирующим отверстием 2, которая используется для определения коэффициентов концентрации деформаций при её растяжении в направлении наибольшего модуля упругости E_1 , показана на рис.1. Аналогичная схема используется для определения коэффициентов концентрации напряжений при растяжении пластины в направлении модуля упругости E_2 .

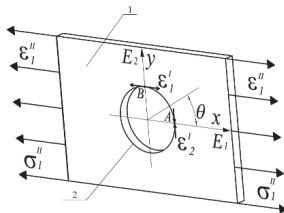


Рис. 1. Схема определения коэффициентов концентрации деформаций на контуре сквозного отверстия в ортотропной пластине.

Соотношения для определения компонент главных остаточных напряжений (ОН) σ_1 и σ_2 имеют следующий вид [2]:

$$\begin{aligned} \sigma_1'' \equiv \sigma_1 &= \frac{E_1}{2r_0 k} \left\{ \frac{n \Delta u + \left(1 - \frac{\nu_{12}}{k}\right) \Delta v}{\frac{n^2}{k} - (k - \nu_{12}) \left(\frac{1}{k} - \nu_{21}\right)} \right\} \\ \sigma_2'' \equiv \sigma_2 &= \frac{E_2}{2r_0} \left\{ \frac{n \Delta v + k^2 \left(\frac{1}{k} - \nu_{21}\right) \Delta u}{\frac{n^2}{k} - (k - \nu_{12}) \left(\frac{1}{k} - \nu_{21}\right)} \right\} \end{aligned} \quad (1)$$

где E_1, E_2 – наибольший и наименьший по величине главные модули упругости композиционного материала; ν_{12}, ν_{21} – коэффициенты Пуассона композиционного материала; $2r_0$ – диаметр зондирующего отверстия; Δu и Δv – приращения диаметра зондирующего отверстия в направлении главных остаточных напряжений σ_1 и σ_2 , соответственно.

Формулы (1) строго справедливы для «классического» изотропного материала, механические свойства которого не изменяются по толщине пластины. Это означает, что для слоистого ортотропного композиционного материала соотношения (1) описывают некоторые обобщенные характеристики, которые в контексте данной работы называются остаточными напряжениями. Изучение распределения реальных остаточных напряжений в каждом монослое будет являться предметом дальнейших исследований. При этом очевидно, что определение ОН согласно соотношениям (1) представляют значительный научный и прикладной интерес.

Экспериментальный подход

Величины приращений диаметров отверстия Δu и Δv , которые необходимы для определения компонент остаточных напряжений согласно формулам (1), экспериментально определяют методом электронной спекл-интерферометрии. Оптическая схема с двумя симметричными

направлениями освещения 3 и нормальным по отношению к плоской поверхности объекта направлением наблюдения, определяемым положением высокоразрешающей видео камеры 4, показана на рис.2. Два изображения исследуемого участка поверхности, соответствующие исходному и конечному механическому состоянию пластины 1 со сквозным отверстием 2, последовательно регистрируют высокоразрешающей видео камерой 4 и сохраняют в виде цифровых файлов. Визуализацию картин интерференционных полос осуществляют путём цифрового вычитания соответствующих изображений.

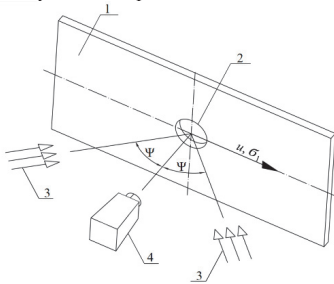


Рис.2. Схема интерферометра для определения компоненты перемещений u в направлении модуля упругости E_1 .

Когда проекция направления освещения на плоскую поверхность исследуемого объекта совпадает с направлением оси x , то картина интерференционных полос, соответствующая тангенциальной компоненте перемещений u в направлении модуля упругости E_1 , описывается следующим образом:

$$u = N_u \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}, \quad (2)$$

где: $N_u = \pm 1; \pm 2; \pm 3, \dots$ — абсолютные порядки интерференционных полос; λ — длина волны лазерного освещения; $\Psi = \pi/4$ — угол между наклонным направлением освещения и нормальным к поверхности плоского объекта направлением наблюдения. Тангенциальную компоненту перемещения v в направлении модуля упругости E_2 определяют аналогичным способом. Одновременное определение обеих плоских компонент перемещений u и v обеспечивается включением двух оптических схем в единую установку. Идентификация физического знака компонент перемещений проводится методом регистрации интерферограмм с дополнительным фазовым сдвигом, направление которого задаётся известным образом [3].

Пример практического применения

Предлагаемым способом проводилось определение остаточных напряжений в прямоугольной пластине размерами 400x200x6 мм, изготовленной из ортотропного композиционного материала.

Направление модуля упругости $E_1(x)$ и $E_2(y)$ совпадает с длинным и коротким краем пластины, соответственно. Обобщенные характеристики жесткости пакета и параметры анизотропии материала имеют следующие значения:

$$E_1=69.2 \text{ ГПа}, E_2=30.5 \text{ ГПа}, G_{12}=21.9 \text{ ГПа}, \\ \nu_{12}=0.58, \nu_{21}=0.25, k=1.50, n=2.24.$$

Зачетный ряд из девяти сквозных отверстий расположен вдоль линии, которая совпадает с направлением E_2 на расстоянии 150 мм от правого края образца ($x = 50$ мм, рис.1). Расстояние между соседними отверстиями составляет величину не менее 15-ти мм. Источником когерентного освещения служит малоразмерный диодный лазер с длиной волны $\lambda = 532$ нм.

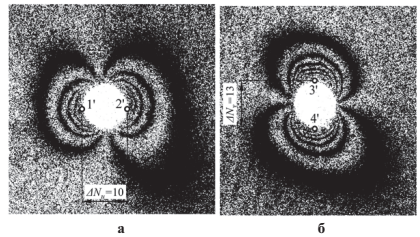


Рис. 3. Картины интерференционных полос для тангенциальной компоненты u (а) и v (б)

Картины интерференционных полос, полученные в точке с координатами ($x = 50$ мм, $y = 0$), показаны на рис.3. Горизонтальная ось симметрии на рис.3а и вертикальная ось симметрии на рис.3б совпадают с главными направлениями анизотропии E_1 и E_2 , соответственно. Необходимо отметить высокое качество представленных интерферограмм. То же самое относится ко всем картинам полос, полученных для остальных отверстий. Идентификация физического знака компонент перемещений свидетельствует, что диаметр отверстия увеличивается как в направлении оси x (модуль упругости E_1 , тангенциальная компонента перемещений u), так и в направлении оси y (модуль упругости E_2 , тангенциальная компонента перемещений v).

Приращения диаметров отверстия Δu и Δv , которые являются исходными экспериментальными данными, определяются следующим образом согласно формуле (2).

$$\Delta u = \Delta N_u \frac{\lambda}{2 \sin \Psi}; \quad \Delta v = \Delta N_v \frac{\lambda}{2 \sin \Psi} \quad (3)$$

где ΔN_u и ΔN_v представляют собой разности абсолютных порядков полос, которые подсчитывают на одной интерферограмме между двумя базисными точками в направлении главных остаточных напряжений σ_1 и σ_2 , соответственно. Две базисные точки определяются, как точки пересечения диаметра от-

версия в соответствующем направлении главного напряжения с контуром отверстия. На рис. 3а показаны две базисные точки 1' и 2', а также схема подсчета разности абсолютных порядков полос $\Delta N_u = 10,0$. На рис. 3б показаны две базисные точки 3' и 4', а также схема подсчета разности абсолютных порядков полос $\Delta N_v = 13,0$. Полученные значения $\Delta u = 10,0$ и $\Delta v = 13,0$ подставляют в формулы (3) и определяют величины приращения диаметров отверстия $\Delta u = 3,80$ мкм, $\Delta v = 4,94$ мкм, которые совместно с величинами обобщенных параметров упругости подставляют в формулы (1) и определяют величины главных компонент остаточных напряжений $\sigma_1^{Exp} = 73,4$ МПа, $\sigma_2^{Exp} = 61,4$ МПа. Остаточные напряжения были определены ещё в восьми точках. Полученные величины выявляют совпадение между собой в пределах 20-ти процентов компонент остаточных напряжений σ_1 и в пределах 13-ти процентов главной компоненты остаточных напряжений σ_2 для разных точек поверхности образца 1, что подтверждает высокие метрологические характеристики предлагаемого способа.

Величины погрешностей определения главных компонент остаточных напряжений оцениваются путем визуализации образцовых картин интерференционных полос. Для этого используется квадратную ортотропную пластину размерами 80x80x6 мм с центральным сквозным отверстием диаметром $2r_0 = 2,5$ мм и такую же пластину без отверстия. Обобщенные параметры упругости пластины соответствуют указанным выше значениям. Численное моделирование полей тангенциальных компонент перемещений на поверхности образца проводится на основе программного комплекса MSC/NASTRAN. Конечно-элементную сеть состоит из 20000 элементов типа QUAD 4. Расчетные величины деформаций на контуре отверстия при двухосном растяжении совпадают с аналогичными данными аналитических зависимостей в пределах пяти процентов. Визуализация образцовых картин полос осуществляется для величин компонент остаточных напряжений, соответствующих точке с координатами $x = 50$ мм, $y = 0$, согласно уравнениям (1) и формуле (2). На рис. 4а и 4б показаны образцовые картины интерференционных полос для тангенциальных компонент перемещений u и v соответственно. Искусственные изображения на рис. 4а и 4б моделируют реальные интерферограммы, показанные на рис. 3а и 3б, соответственно.

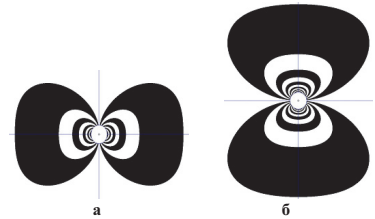


Рис. 4. Картины образцовых интерференционных полос, полученные для компоненты u (а) и v (б)

Оценка погрешностей определения главных компонент остаточных напряжений вытекает из сравнения экспериментально полученных разностей порядков полос в направлении главных остаточных напряжений и аналогичных данных, относящихся к искусственным интерференционным изображениям. Эти параметры равны $\Delta N_u^{Exp} = 10,0$; $\Delta N_v^{Exp} = 13,0$ и $\Delta N_u^{Num} = 10,0$; $\Delta N_v^{Num} = 12,0$. Величины разностей абсолютных порядков полос для компоненты перемещений u , полученные двумя способами, полностью совпадают. Разница в величинах разностей абсолютных порядков полос для компоненты v составляет одну полосу.

Выводы

Разработан и верифицирован новый метод определения ОН в ортотропных пластинах. Он включает сверление сквозного отверстия и последующие измерения приращений диаметров этого отверстия в направлении главных остаточных напряжений методом спекл-интерферометрии. Формулы, связывающие исходные экспериментальные данные с искомыми компонентами остаточных напряжений, представляют собой единственное решение корректно сформулированной обратной задачи.

1. Лехницкий С.Г. Теория упругости анизотропного тела. 2-е издание. — М.: Наука, 1977. — 416 с.
2. Pisarev VS, Eleonskiy SI, Chernov AV. Residual stress determination in orthotropic composite by displacement measurements near through hole // Experimental mechanics — 2015. — Vol. 55. — N.7. — pp. 1225-1238.
3. Pisarev VS, Odintsev IN, Apalkov AA, Chernov AV. Role of high-quality interference fringe patterns for the residual stress determination by the hole-drilling method // Visualization of Mechanical Processes. — 2011. — Vol.1. — N.1. — DOI: 10.1615/VisMechProc.v1.i1.40

МЕХАНИКА РАССЕЯННОГО И ЗАПАЗДЫВАЮЩЕГО РАЗРУШЕНИЯ ВОЛОКНИСТЫХ КОМПОЗИТОВ

Поллилов А.Н.

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

Аннотация: Доклад посвящён анализу тенденций развития различных теорий прочности и моделей механики разрушения волокнистых композитов с полимерной матрицей. Сравнены различные методы оценки циклической долговечности углепластиков, учитывающие:

- влияние накопления повреждений в матрице на реализацию прочности волокон;
- кинетические зависимости параметра поврежденности от эффективного напряжения и от уровня текущей поврежденности;
- энергетический критерий роста расслоений Гриффитса с применением зависимости типа Париса;
- кривые остаточной прочности, позволяющие оценивать суммарное нелинейное накопление повреждений при блочном или случайном нагружении.

Ключевые слова: композит, углепластик, усталостная и длительная прочность, запаздывающее разрушение, расслоение, накопление повреждений

Введение

Под механическими теориями (критериями) прочности понимают построение предельных поверхностей в пространстве напряжений. Эти критерии могут быть чисто феноменологическими, либо могут учитывать различные механизмы направленного разрушения композитов (разрыв волокон, расщепление, расслоение). Экстраполяция такого рода критериев на длительное или циклическое нагружение состоит в замене параметров критериев на функционалы от истории нагружения, в частности на функции от времени и/или от числа циклов.

Хотя процессы разрушения едины и взаимосвязаны, но для металлов механику разрушения принято разделять на механику накопления повреждений, механику роста трещин, модели пластического деформирования и теории устойчивости.

В волокнистых композитах (типа углепластиков) возникает ещё большее разнообразие моделей, которое определяется наличием различных компонентов и соответствующих механизмов разрушения: растрескивание полимерной матрицы, накопление разрывов волокон, расслоение, расщепление по границе раздела. Многолетние попытки перенесения на композитные авиационные конструкции подходов, развитых для металлов, не привели к удовлетворительным результатам, и для обоснования методов и норм оценки циклической долговечности необходим сравнительный анализ различных подходов и проведение целенаправленной экспериментальной проверки.

Прочность пучка волокон

Один из секретов прочности композитов связан с ролью матрицы, и он состоит в возможности реализации высокой прочности бездефектных участков волокон. Стекланные, углеродные, борные и другие волокна содержат различные дефекты (поверхностные, внутренние), случайным образом распределенные по длине волокон. Это обуславливает особый статистический характер распределения прочности волокон и приводит к необходимости иссле-

довать не только среднюю прочность волокон, но и функцию распределения прочности [1].

Предположим, что в пучке N волокон. С ростом приложенного напряжения σ_0 разрушилось $n(\sigma_0)$ волокон. Значит, нагрузка распределилась на оставшиеся $N-n$ волокон, и истинное напряжение на волокно σ_e :

$$\sigma_e = \frac{\sigma_0}{1 - n/N} = \frac{\sigma_0}{1 - P(\sigma_e)} \quad (1)$$

Из условия максимума (1): $d\sigma_0/d\sigma_e = 0$ получаем уравнение, определяющее критическое напряжение σ_e^* : $\sigma_e^* P(\sigma_e^*) = 1 - P(\sigma_e^*)$ и прочность пучка:

$$\sigma_b^* = \sigma_e^* (1 - P(\sigma_e^*)). \quad (2)$$

Реальные оценки прочности пучка эффективной длины можно получить, например, для распределения Вейбулла:

$$P(\sigma) = 1 - \exp\left[-L_e \left(\frac{\sigma}{\sigma_e^*}\right)^\alpha\right]; \quad (4)$$

$$\sigma_b^* = \sigma_e^* (1 - P(\sigma_e^*)) = \frac{\sigma_e^*}{(L_e \alpha e)^{1/\alpha}}, \quad (5)$$

где e – основание натуральных логарифмов. Коэффициент реализации прочности волокон растёт с уменьшением эффективной длины L_e .

Ниже рассмотрено влияние поврежденности матрицы на увеличение эффективной длины волокон и на снижение прочности композита при длительном и циклическом нагружении [3,4].

Модель запаздывающего разрушения однонаправленных композитов

Статическая прочность однонаправленных композитов на растяжение вдоль волокон определяется в основном прочностью волокон, которая слабо чувствительна ко времени нагружения. Однако в условиях длительного или циклического нагружения

именно накопление повреждений в полимерной матрице может существенно влиять на запаздывающее разрушение (*delayed fracture*). Для пояснения этого феномена рассмотрим простую квазиструктурную модель запаздывающего разрушения однонаправленного композита, в котором только один компонент – матрица – чувствителен ко времени (числу циклов) нагружения, а реализация прочности второго компонента – волокон – линейно зависит от степени поврежденности матрицы ω :

$$\sigma^*(T) = \sigma^*(0) - [\sigma^*(0) - \sigma^*(\infty)]\omega(T) \quad (6)$$

Для феноменологического подхода достаточно считать, что условие $\omega=0$ соответствует неповрежденной матрице и статической прочности $\sigma^*(0)$, а условие $\omega=1$ связано с полным нарушением сплошности матрицы и с пределом длительной прочности $\sigma^*(\infty)$. Для ω можно выбрать удобную аппроксимацию, обеспечивающую рост ω от 0 до 1 с ростом T (где $T = \lg(t/t_0)$ или масштаб $\lg N$, t, t_0 – время нагружения и единица времени, N – число циклов):

$$\omega = \frac{MT}{1 + MT}, \quad (7)$$

$$\text{где } M = \frac{\bar{\sigma}_e}{K}; \quad \bar{\sigma}_e = \frac{\sigma - \sigma^*(\infty)}{\sigma^*(0) - \sigma^*(\infty)}$$

Подставляя (7) в (6), получаем зависимость времени до разрушения от приложенных напряжений σ :

$$T = K \frac{[\sigma^*(0) - \sigma^*(\infty)][\sigma^*(0) - \sigma]}{[\sigma - \sigma^*(\infty)]^2}. \quad (8)$$

Кинетическое уравнение роста поврежденности матрицы

По аналогии с кинетическим уравнением

Ю.Н.Работнова $\frac{d\omega}{dt} = C \left(\frac{\sigma}{1-\omega} \right)^n$ можно сформулировать кинетическое уравнение роста поврежденности матрицы

$$\dot{\omega} = \frac{(\bar{\sigma}_e)^n}{K_1} \quad (9)$$

и после интегрирования (9) с подстановкой в (6) получаем подобную (8) зависимость:

$$T = K_1 \frac{[\sigma^*(0) - \sigma][\sigma^*(0) - \sigma^*(\infty)]^{n-1}}{[\sigma - \sigma^*(\infty)]^n} \quad (10)$$

Вариант кинетического уравнения для параметра поврежденности

Параметром поврежденности композитов ω можно считать любую безразмерную характеристику поврежденного состояния структуры, меняющуюся (от нуля до единицы) в процессе длительного или усталостного разрушения. Желательно только, чтобы этот параметр имел некий физический смысл

и мог быть оценен в независимом физическом или механическом эксперименте.

При циклическом нагружении с постоянной амплитудой за аналог текущего времени можно принять отношение текущего числа циклов n к циклической долговечности N для данного режима испытаний: $\zeta = n/N$. В начальный момент $\zeta=0$, в момент разрушения $\zeta=1$. Для параметра поврежденности ω принимаются аналогичные условия: $\omega=0$ при $\zeta=0$ и $\omega=1$ при $\zeta=1$. Далее принимается простейшая гипотеза о линейной зависимости скорости роста параметра поврежденности от текущего уровня поврежденности [4]:

$$\frac{d\omega}{d\zeta} = K\omega + k \Rightarrow \omega(\zeta) = \frac{\exp K\zeta - 1}{\exp K - 1}. \quad (11)$$

Если $K>0$ согласно (11) происходит вначале медленное, а затем – ускоряющееся накопление повреждений (рис. 1). При $K<0$ – напротив, происходит насыщение: вначале – быстрое накопление повреждений, а затем – замедленное. При $K=0$ уравнение (11) вырождается в правило линейного суммирования повреждений: параметр поврежденности ω тождественно превращается в нормированное число циклов ζ . Кривая 3 на рис. 1 напоминает характер нарастания суммарной энергии акустической эмиссии, что позволяет связать АЭ с накоплением повреждений и использовать анализ АЭ как средство диагностики критических состояний.

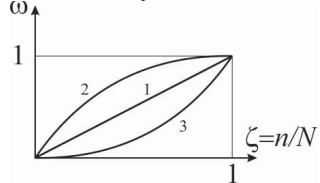


Рис. 1. Варианты роста параметра поврежденности ω с ростом нормированного числа циклов ζ :
1 – $K=0$; 2 – $K<0$; 3 – $K>0$.

Метод предсказания долговечности при блочном циклическом нагружении

Линейное суммирование повреждений не даёт возможности учесть порядок чередования блоков нагружения. Изложенная ниже модель опирается для подобного учета не просто на кривые Вёлера, а на зависимости (12) остаточной прочности от нагрузки. Экспериментальная процедура при этом существенно усложняется, т.к. кроме измерения предельного числа циклов, необходимо на разных этапах испытания определять остаточную прочность, чтобы построить кривые остаточной прочности, показанные на рис. 2.

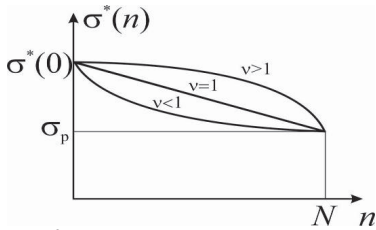


Рис. 2. Разные варианты кривой остаточной прочности $\sigma^*(n)$ для заданных статической прочности $\sigma^*(0)$ и уровня приложенных σ_p напряжений.

Представим себе [5], что для двух уровней приложенных напряжений найдены две кривые остаточной прочности, которые аппроксимированы двумя выражениями:

$$\sigma_i^*(n_i) = \sigma^*(0) - (\sigma^*(0) - \sigma_{ip}) \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^{v_i}; \quad i = 1, 2, \dots (12)$$

Они условно показаны на рис. 3 участками AB – для высокого уровня напряжений, и ACD – для более низкого уровня. Остаточная прочность определяется накопленными повреждениями, поэтому при смене режимов уровень поврежденности, а значит – остаточная прочность сохраняется.

На рис. 3 проиллюстрировано нагружение вначале при высоком уровне напряжения – участок AB , а затем – переход по участку BC к более низкому уровню напряжений. Число циклов при первом уровне обозначено n_1 , а при втором, начиная от точки C – n_2 . Но точка D на второй кривой определяет согласно (12) полное число циклов второго режима $n_2 + n_2$ которое соответствует поврежденности и остаточной прочности в т. C и B .

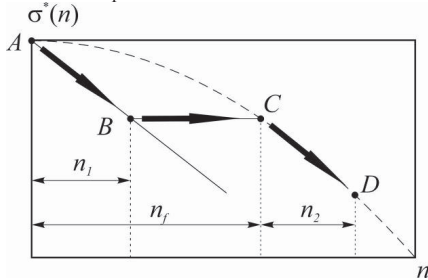


Рис. 3. Схема оценки суммарной долговечности при пе-

реходе от большего к меньшему уровню циклических напряжений.

Из равенства остаточных прочностей $\sigma_1^*(n_1) = \sigma_2^*(n_f)$ находим:

$$n_f = N_2 \left[\frac{\sigma^*(0) - \sigma_1^*(n_1)}{\sigma^*(0) - \sigma_{2p}} \right]^{1/v_2} (13)$$

Теперь остаточную прочность после n_1 циклов первого режима и n_2 циклов второго режима следует вычислять по формуле (12) с заменой n_2 на $n_2 + n_f$

$$\sigma_2^*(n_1 + n_2) = \sigma^*(0) - (\sigma^*(0) - \sigma_{2p}) \left(\frac{n_f + n_2}{N_2} \right)^{v_2}. (14)$$

Главное преимущество изложенного подхода состоит в том, что он позволяет учесть влияние последовательности перехода от блока одного уровня к блоку другого уровня. Эта процедура может быть распространена на любое число блоков и на любую их последовательность. По сути, компьютер может моделировать любой спектр нагружения, разбивая его на необходимое число блоков, в которых диапазон изменения амплитуд определяется требуемой точностью.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (Грант № 15-08-01472)

1. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. М.: «Наука», 2-е изд., 1988. - 712 с.
2. Полилов А.Н. Экспериментальная механика композитов. Учебное пособие для технических университетов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2015. - 375 с.
3. Полилов А.Н. Этюды по механике композитов. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2015. - 320 с. - ISBN 978-5-9221-167-6.
4. O'Brien N.R. Characterization of delamination onset and growth in a composite laminate// Damage in Composite Materials. ASTM STP 775. K.L.Reifsnider, ed., American Society for Testing and Materials, 1982, p. 140-167.
5. Schaff J.R., Davidson B.D. Life prediction methodology for composite structures. Part 1. Constant amplitude and two-stress level fatigue//Journal of Composite Materials.-1997.-vol. 31.-No. 2.- p. 128-157.

АНАЛОГИЯ ЗАДАЧИ ЛЕОНАРДО О ВЕТВЛЕНИИ С КОМПОЗИТНОЙ БАЛКОЙ КОНСТЭРА

Полилов А.Н., Татусь Н.А.*

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

Аннотация: Ещё Леонардо да Винчи было замечено, что суммарная площадь ветвей в каждом поперечном сечении яблони сохраняется примерно постоянной. Изгибная податливость подобной ветвистой фрактальной структуры оказывается втрое выше, чем у однородного ствола, что спасает дерево от ветровой нагрузки. Совершенно аналогичный результат получается для «идеальной» равнопрочной балки. В докладе рассмотрены законы изменения размеров поперечного сечения композитной балки констэра, сохраняющей постоянную площадь поперечного сечения, и способы построения рациональных траекторий укладки волокон.

Ключевые слова: композитный упругий элемент, ветвление, профилирование, криволинейное армирование, податливость, прочность.

В своих записках Леонардо да Винчи высказал следующий постулат: «Сумма квадратов диаметров ветвей постоянна до и после ветвления, и поэтому суммарная площадь сечения ветвей дерева одинакова на любом уровне и равна площади ствола».

Такое, на первый взгляд, неочевидное утверждение можно пояснить чисто механистически, если представить древесные капилляры (волокна) в виде непрерывных трубочек, которые, исходя от корневой системы, «разбегаются» по ветвям, нигде не прерываясь. Поэтому число волокон остаётся постоянным, а значит, их суммарная площадь одинакова в любом горизонтальном сечении кроны дерева. Это, конечно, очень грубая модель: структура древесины несравненно сложнее, и при ветвлении дерева «правило Леонардо» выполняется лишь приблизительно [1], но можно показать, какую роль играет ветвление в повышении податливости кроны, что спасает дерево от опасной ветровой нагрузки.

Поскольку нас интересует аналогия древесины с волокнистыми композитами, а для них механистически объясняемое сохранение суммарной площади ветвящейся структуры кажется очевидным, в дальнейших оценках роста податливости мы будем опираться на правило Леонардо с классическим показателем степени, равным двум [2]. Простейшая модель ветвления показана на рис. 1, а, б.

Задача о ветвлении дерева

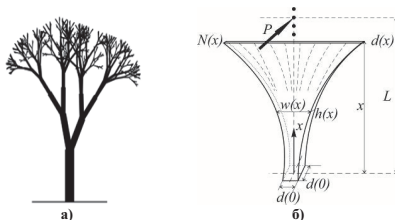


Рис. 1. Разветвляющаяся крона дерева – а) и её балочная модель – б).

Представим себе цилиндр длиной L с диаметром d_1 на первом участке длиной L_1 , который переходит на втором участке в N одинаковых цилиндров с диаметром d_2 с сохранением суммарной площади поперечного

сечения. Если для наглядности заменить ветровую нагрузку концевой поперечной силой P , легко оценить, насколько при этом возрастёт прогиб v_2 по сравнению с прогибом v_1 ствола постоянного диаметра d_1 :

$$v_2 = \frac{P}{E} \left\{ \frac{1}{I_1} \int_0^{L_1} (L-x)^2 dx + \frac{1}{I_2} \int_{L_1}^L (L-x)^2 dx \right\} = v_1 \left[1 + (N-1)(1-\lambda)^3 \right]; \quad (1)$$

$$v_1 = \frac{PL^3}{3EI_1}; \quad I_1 = \frac{\pi d_1^4}{64} = NI_2; \quad \lambda = \frac{L_1}{L_2}$$

Изгибная податливость «дерева» растёт с ростом числа «ветвей» и с уменьшением длины ровного ствола L_1 , что позволяет избежать губительного воздействия сильного ветра: ствол, чтобы не сломаться, должен согнуться, снижая ветровую нагрузку.

Если потребовать при ветвлении выполнение условия равнопрочности, т.е. равенства максимальных напряжений в корневом сечении и после разветвления:

$$\sigma_{\max} \sim \frac{PL}{d_1^3} = \frac{P(L-L_1)}{Nd_2^3}, \quad (2)$$

то получим связь длины L_1 до очередного разветвления с кратностью N числа новых «веток»:

$$\sqrt{N}(1-N) = 1 \Rightarrow L_1 = (1-1/\sqrt{N}). \quad (3)$$

Рост числа ветвей происходит ближе к вершине, что следует и из наших повседневных наблюдений.

Решим подобную предельную задачу для «фразмазанного» (нецелого) числа ветвей $N(x)$, увеличивающегося от основания к вершине. Для простоты примем поперечное сечение ствола квадратным (рис. 1, б) со стороны в корневом сечении $d(0)$. С увеличением высоты ствол ветвится, «фразмазываясь» наподобие веника. Из условия сохранения суммарной площади ветвей $S(0) = S(x)$:

$$d(x) = d(0)N^{1/2},$$

а из условия равнонапряженности типа (2):

$$Nd^3(x) = d^3(0)(1-x^*)^{-1}, \quad x^* = x/L.$$

Считая, что ветви расположились в один ряд (рис. 1, б), находим текущее число ветвей, толщину, ширину и момент инерции балки:

$$\begin{aligned} N(x) &= (1-x^*)^{-2}; \\ h(x) &= d(x) = d(0)(1-x^*)^2; \\ w(x) &= N(x)d(x) = d(0)(1-x^*)^{-1}; \\ w(x)h(x) &= Nd^2(x) = d^2(0); \\ I(x) &= I(0)(1-x^*)^2; \\ I(0) &= \frac{d^4(0)}{12}; \left(= \frac{\pi d^4(0)}{64} - \text{круглое сечение} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

Такая равнонапряженная «конструкция» обладает втрое большей податливостью при сохранении суммарной площади сечения «ветвей»:

$$v(L) = \frac{P}{E} \int_0^L \frac{(L-x)^2}{I(x)} dx = \frac{PL^3}{EI(0)} \int_0^1 dx^* = 3v_1 \quad (5)$$

где v_1 – прогиб стержня квадратного сечения со стороной $d(0)$ без ветвления.

«Ветвящиеся» композитные балки могут быть использованы как эффективные упругие элементы, например, для конструкций космического базирования, где нет ограничения по габаритам, и такие элементы из низкомодульного и высокопрочного стеклопластика могут дать выигрыш по массе до 20 раз по сравнению со стальными аналогами.

Особенности рационального проектирования упругих элементов в виде профилированных балок равного сопротивления

Рассмотрим консольную профилированную балку [4,5], размеры сечения которой: ширина $w(x)$ и толщина $h(x)$ изменяются по координате x вдоль длины L по степенным законам (рис.2):

$$\begin{aligned} w(x) &= w(0)(1-x/L)^\alpha; \\ h(x) &= h(0)(1-x/L)^\beta. \end{aligned} \quad (6)$$

При проектном расчете упругого элемента необходимо для заданных: модуля упругости E и прочности σ^* найти размеры корневого сечения $w(0)$ и $h(0)$ и законы их изменения (α и β) для одновременного выполнения двух основных (противоречивых) требований: по жесткости $C = P/v$ и по прочности $\frac{P}{\sigma_{\max}^*} L / (v h^2) = \frac{C}{\sigma_{\max}^*} \leq \sigma^*$.

Дополнительное условие «равнопрочности» дает из (6):

$$\alpha + 2\beta = 1. \quad (7)$$

Постоянство площади сечения для балки констрэра означает $\alpha + \beta = 1$, и из условия «равнопрочности» (7): $\alpha = -1$, $\beta = 1$ (рис.2).

Прогиб v профилированной балки под нагрузкой P выражается через коэффициент формы по прогибу δ_v :

$$\begin{aligned} v(L) &= \int_0^L \frac{P(L-x)^2}{E(x)I(x)} dx = \frac{PL^3}{3EI(0)} \delta_v; \\ \delta_v &= \frac{1}{1-\alpha/3-\beta}; \\ I(x) &= I(0) \left(1-\frac{x}{L}\right)^{\alpha-3\beta}. \end{aligned} \quad (8)$$

Требование точного выполнения условий по прочности и по жесткости позволяет из (8) найти рациональные размеры корневого сечения профилированной балки

$$\begin{aligned} h(0) &= \frac{2C\sigma^*L^2}{3EP_{\max}} \delta_v = h_0 \delta_v; \\ w(0) &= \frac{27P_{\max}^3 E^2}{2\sigma^{*3} C^2 L^2 \delta_v^2} = \frac{w_0}{\delta_v^2}, \end{aligned} \quad (9)$$

где h_0 , w_0 – размеры сечения прямоугольной балки, удовлетворяющей тем же требованиям по прочности и жесткости.

Массу $m(L)$ профилированного листа можно выразить через массу m_0 прямоугольного листа, умноженную на коэффициент формы по массе δ_m :

$$m(L) = \int_0^L \rho w(x) h(x) dx = m_0 \delta_m; \quad (10)$$

$$\delta_m = \frac{1}{1+\alpha+\beta}; \quad \rho - \text{плотность материала.}$$

Подставив в (10) размеры корневого сечения (9), получим окончательно:

$$m(L) = \rho w(0) h(0) L \delta_m = \frac{9\rho P_{\max}^2 E \delta_m}{\sigma^{*2} C} \delta_v; \quad (11)$$

где $\frac{\delta_m}{\delta_v} = \delta_{\frac{m}{v}}$ – коэффициент снижения массы профилированной балки по сравнению с прямоугольной.

Из (11) видно, что масса балки зависит не только от плотности материала ρ , но и от модуля упругости E . Именно этот эффект делает стеклопластик наиболее эффективным 1 материалом для упругих элементов, например, в автомобилях, поскольку снижается неподдрессоренная масса.

А теперь – об одной неочевидной особенности расчетов на прочность при заданной жесткости. Коэффициент снижения массы $\delta_{\frac{m}{v}}$ из (8) и (10) записывается в виде:

$\delta_{\frac{m}{v}} = \frac{1-\alpha/3-\beta}{1+\alpha+\beta}$ и из условия равнопрочности (7) следует: $\delta_{\frac{m}{v}} = 1/3$, т.е. при одновременном выполнении условий по прочности и по жесткости любая (!) равнопрочная балка оказывается в 3 раза легче прямоугольной, или при заданном весе балка констрэра имеет втрое большую податливость. Такой же результат был получен выше для «идеального» ветвления.

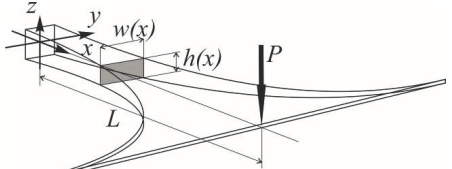


Рис.2. Схема равнопрочной балки констрэра с постоянной площадью поперечного сечения.

Траектории волокон в балке констрэра

Для наилучшей по форме балки констрэра стро- гую однородность объемной доли волокон сложно

реализовать, как технологически, так и в процессе компьютерного моделирования, но гипотеза о постоянной объемной доле волокон позволяет при расчетах учитывать влияние на эффективный модуль упругости только угла их разориентации. Учет реальных траекторий криволинейного армирования с переменными углами разориентации и с изменяющейся от точки к точке объемной долей волокон представляет сложную задачу компьютерного МКЭ-моделирования [3]. Чтобы учесть влияние на прогиб не только формы балки, но и разориентации волокон, надо принять некоторую модель их распределения. Для аналитического решения удобно использовать принцип «размазывания», когда от бесконечно тонкого волокна в каждой точке остается только его направление. Траектории при этом согласуются с формой балки (6) и определяются начальными координатами в корневом сечении $y(0)$, $z(0)$:

$$\begin{aligned} y(x) &= y(0)(1-x^*)^\alpha; \\ z(x) &= z(0)(1-x^*)^\beta; \\ x^* &= x/L; \alpha = -1; \beta = 1. \end{aligned} \quad (12)$$

Производные от функций (12) равны тангенсам углов φ_1 и φ_2 наклона траекторий волокон в плоскостях xy и xz (рис.3):

Угол φ между осью l и осью x определяется из очевидных соотношений:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \varphi &= \sqrt{A}; A = \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \Rightarrow \\ \Rightarrow \cos \varphi &= \frac{1}{\sqrt{1+A}}. \end{aligned} \quad (14)$$

Локальный продольный модуль упругости можно рассчитать по упрощенной формуле:

$$\begin{aligned} E_x(x, y, z, \varphi) &\approx E_1^0 \cos^4 \varphi = \frac{E_1^0}{(1+A)^2}. \quad (15) \\ \frac{dy(x)}{dx} &= \frac{y^*(0)}{(1-x^*)^2} = \varphi_1; \\ \frac{dz(x)}{dx} &= -z^*(0) = \varphi_2; \\ y^* &= y/L; z^* = z/L \end{aligned}$$

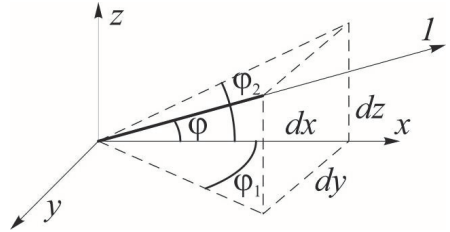


Рис.3. Угол наклона волокна к продольной оси.

При изгибе для каждого сечения с размерами $w(x)$, $h(x)$ можно рассчитать эффективный модуль

$$E_{\text{eff}}(x) w(x) h^3(x) = 12 \int_{-w/2}^{w/2} dy \int_{-h/2}^{h/2} E_x(x, y, z) z^2 dz. \quad (16)$$

Расчеты позволили уточнить форму равнопрочной балки с учётом влияния разориентации на модуль и на прочность. Малая разориентация оказывается не вредной, а даже полезной из-за значительного роста сопротивления расщеплению. Её использует и Природа, создавая в стволе дерева винтовые траектории укладки волокон с разориентацией порядка $3-5^\circ$.

Вывод

Создание разветвляющихся или профилированных (типа констэра) композитных структур чрезвычайно эффективно за счет высокой податливости для элементов, призванных накапливать упругую энергию.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (Грант № 15-08-01472).

1. Eloy C. Leonardo's rule, self-similarity and wind-induced stresses in trees// arXiv: 1105.2591v2 [physics. Bio-ph]. 15 Nov. 2011.
- 2(13) 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.
3. Polilov A.N., Tatus N.A., Plitov I.S. Estimating the effect of mis-orientation of fibers on stiffness and strength of profiled composite elements// Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2013. Vol. 42. No. 5. - P. 390-397.
4. 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.
5. 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.

ВЛИЯНИЕ НАНОМОДИФИЦИРОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОМПОЗИТА

Портнова Я.М.^{*}, Матюшевский Н.В.

ГНЦ РФ АО «ОНИП «Технология» им. А.Г. Ромашина», г. Обнинск Россия; info@technologiya.ru.

Аннотация: Приведены результаты исследований по применению гранул многослойных углеродных нанотрубок (МУНТ) в эпоксидном связующем для получения полимерных композиционных материалов с повышенными механическими свойствами. В качестве модельного материала был выбран углепластик со схемой армирования, моделирующей обшивку ракеты носителя «Протон».

Ключевые слова: композиционные материалы, наномодифицирование, многослойные углеродные трубки.

При введении наномодификаторов изменяются многие характеристики полимерных композиционных материалов. Основной задачей улучшения эксплуатационных свойств наполненных полимеров всегда было увеличение их прочности и модуля упругости.

Прочность наномодифицированных ПКМ изменяется сложным образом в зависимости от содержания и размера частиц наполнителя.

С другой стороны прочность ПКМ определяется среднестатистической прочностью пучка волокон и его содержанием. Возрастание предела текучести матрицы и прочности волокна должно приводить к повышению прочности армированного пластика. Однако при увеличении прочности и модуля упругости матрицы создаются условия для роста концентраторов напряжений, что ведет к охрупчиванию материала и росту его чувствительности к дефектам. Введение наномодификаторов приводит к снижению деформируемости матрицы, что приводит к улучшению свойств ПКМ в целом.

При испытаниях на сжатие вдоль ориентации волокон композиты разрушаются вследствие потери устойчивости волокон и развития сдвиговой трещины. Если разрушение не идеально хрупкое и в вершине роста трещины успевает развиваться заметная деформация, то удельная энергия образования новой поверхности многократно возрастает из-за наличия микроориентационных процессов (упрочнение полимера в вершине трещины, диссипация энергии в виде тепла). Если к тому же путь распространения трещины искривлен, то фактическая прочность разрушения много больше, чем определяемая геометрией поперечного сечения образца, а, следовательно, возрастает прочность. Трещина, встретившись с частицей наномодификатора, может либо обогнуть ее и как следствие происходит искривление пути трещины, либо трещина проходит через частицу с более высокой энергией поверхностного разрушения. В обоих случаях резко возрастает удельная энергия вновь образованной поверхности разрушения, а, следовательно, и прочность. Поверхность наномодификатора обладает высокой адсорбционной способностью. Фиксация на поверхности частицы части сегментов молекулярного клубка приводит к деформации клубка и ориентации нефиксированных сегментов по направлению от частицы в объем полимера. Возни-

кает упорядоченный, частично ориентированный граничный (межфазный) слой полимера с повышенной прочностью. Это замедляет рост трещины, приводя к дополнительному значительному росту энергии вновь образуемой поверхности [1].

Исследование физико-механических свойств наномодифицированных углепластиков.

В качестве наномодификатора для эпоксидного связующего были использованы гранулы многослойных углеродных нанотрубок (МУНТ).

В эпоксидное связующее ЭНФБ ТУ 1-596-36-2005 вводились гранулы МУНТ в количестве 2, 3% масс. Гранулы МУНТ вводились в связующее *in situ* в смеситель для связующего при изготовлении препрега. Из модифицированного препрега были изготовлены образцы углепластика со схемой армирования (0;±80;0).

Известно, что ПКМ являются неоднородными и существенно анизотропными материалами. Любая конструкция из ПКМ имеет только свою присущую схему армирования а, следовательно, и соответствующий набор упруго-прочностных свойств. В проведенных экспериментах была выбрана схема армирования, моделирующая схему армирования реальных обшивок ракеты носителя «Протон».

Была проведена оценка влияния МУНТ на вязкоупругие характеристики, такие как модуль и тангенс угла механических потерь углепластика.

В работе применяли динамический механический анализ ДМА с использованием динамического трехточечного изгиба в диапазоне частот 1-10 Гц для исследования зависимости модуля и тангенса угла механических потерь углепластика от температуры.

На рисунках 1 и 2 представлены зависимости модуля и тангенса механических потерь модифицированного МУНТ и немодифицированного углепластика от температуры. Из рисунков видно, что в модифицированном углепластике наблюдается увеличение пика модуля потерь, что приводит к снижению вероятности образования хрупкой трещины в матрице, таким образом, повышается прочность и вязкость разрушения. Известно, что повышение деформативности матрицы и снижение ее хрупкости способствует реализации высоких упру-

гопрочностных свойств углеродных наполнителей.

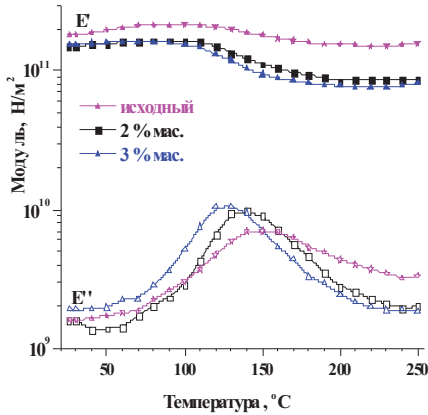


Рисунок 1 - Температурная зависимость модулей упругости (E') и потерь (E'') углепластика на основе связующего ЭНФБ, модифицированного МУНТ

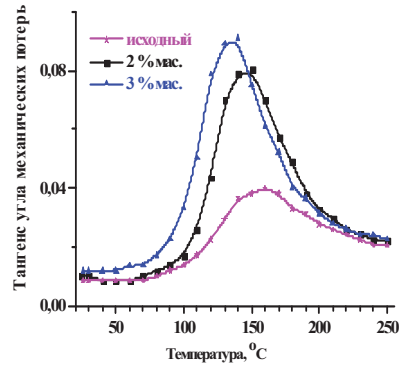


Рисунок 2 - Температурная зависимость тангенса угла механических потерь углепластика на основе связующего ЭНФБ, модифицированного МУНТ

Выводы:

1. Показано, что в модифицированном углепластике наблюдается увеличение пика модуля потерь, что приводит к снижению вероятности образования хрупкой трещины в матрице в месте разрыва волокна и увеличивает временной интервал между разрывами соседних волокон, что приводит к торможению процесса разрыва волокон в ПКМ при его нагружении, таким образом, повышается прочность и вязкость разрушения.
2. Установлено, что при введение гранул МУНТ наибольший прирост прочностных свойств отмечается при испытаниях армированного углепластика при сжатии в направлении армирования.

1. Власов С.В. Основы технологии переработки пластмасс/С.В. Власов, Л.Б. Кандырин, В.Н. Кулезнев и др.//М.: Химия.- 2004.-600с

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛОЗАЩИТНОГО ЭКРАНА ВНУТРЕННЕЙ ПОЛОСТИ КЕРАМИЧЕСКОГО ОБТЕКАТЕЛЯ

Рогов Д.А.^{1,2}, Антонов В.В.¹, Туркин И.К.²

¹ АО «ОНПП «Технология», г. Обнинск

² МАИ

Аннотация: В докладе приведены этапы проектирования и уточнения конструкции теплозащитного экрана, предназначенного для снижения температур на элементах электронных узлов, устанавливаемых во внутреннем пространстве керамической оболочки – обтекателя высокоскоростного летательного аппарата. Материал доклада раскрывает основание для применения данного экрана, особенности влияния его физико-механических свойств на несущую способность внешней керамической оболочки и меры по повышению надежности и безотказной работы конструкции обтекателя в целом.

Ключевые слова: керамика, обтекатель, оболочка, теплозащитный экран, композиционный материал, теплосиловое нагружение, напряжения, надежность

Введение

Проблема роста уровня воздействия аэродинамических нагрузок на головные части беспилотных летательных аппаратов в части увеличения интенсивности нагрева, максимальных температур поверхности и длительности режимов работы,кладываемых при проектировании новых образцов авиационной техники, приводит к необходимости поиска новых технических решений, которые могли бы в кратчайший срок и с минимальными затратами решить проблему создания работоспособных изделий.

1. Общее описание

Техническим заданием (ТЗ) на разработку керамического обтекателя перспективного летательного аппарата (ЛА) была поставлена задача создания обтекателя, который должен удовлетворять следующим требованиям:

- 1) Защита внутренней радиоаппаратуры от теплосилового воздействия набегающего аэродинамического потока (температуры на поверхностях внутренних электронных узлов не должны превышать 90 °С при температурах на внешней поверхности порядка 1000 °С – 1200 °С, давлении порядка 1,2-1,5 МПа и суммарной длительности режима более 500 секунд)
- 2) Обеспечение гарантированного сохранения целостности керамического обтекателя на всем протяжении режима эксплуатации
- 3) Обеспечение требуемых допусков по массово-габаритным характеристикам обтекателя.

Внешний аэродинамический контур представляет собой замкнутую осесимметричную оболочку оживального типа.

Как было указано выше, максимальные температуры на внешней поверхности достигают порядка 1200 °С, что однозначно указывает на необходимость применения керамики в качестве материала обтекателя [1]. На первоначальном этапе проектирования было принято решение о применении в качестве материала оболочки, обеспечивающей несущую способность всей конструкции, кварцевой

керамики НИАСИТ. При этом температуры на внутренней поверхности оболочки составляют не менее 400 °С, а на большей части режима превышают 800 °С.

Расчетным путем было определено, что при заданном расположении электронных устройств во внутренней полости оболочки, температура в некоторых элементах может достигать порядка 230 °С, что значительно превышает представленное в п.1 допускаемое значение. Теплопередача от прогретой внутренней поверхности оболочки осуществляется за счет лучистого радиационного теплообмена в замкнутом объеме.

2. Реализуемая конструкция

Для снижения прогрева электронной аппаратуры было предложено внести в конструкцию дополнительный элемент – теплозащитный экран (ТЗЭ) из композиционного материала (КМ). Общий вид узла стыковки керамической оболочки и переходного металлического шпангоута представлен на рис. 1. Как показывают расчеты напряженно-деформированного состояния (НДС) обтекателей подобной компоновки, наибольшие растягивающие напряжения в керамике, которые определяют несущую способность всей конструкции обтекателя, возникают на участке стыковки внешней оболочки и внутреннего металлического шпангоута.

Шпангоут реализует разборное шпильное соединение с ответным отсеком и одновременно является узлом, передающим нагрузки от носовой части ЛА на весь остальной корпус. Высокоэластичный адгезив (например, клей-герметик У-2-28) применяется для соединения внешней оболочки и внутренних частей (КМ, металла и т.п.) [2].

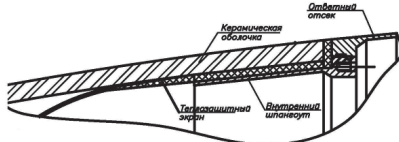


Рис. 1. Эскиз конструкции и узла соединения оболочки с ответным отсеком.

Для обеспечения тепловых режимов во внутренней полости изделия было принято решение об использовании в качестве материала ТЗЭ композиционного материала ХАФС (стеклотекстолит на основе алюмохромфосфатного связующего [3]) с рабочими температурами материала в диапазоне от – (минус) 60 °С до + 1200 °С. Расчетным путем показано, что применение данного композита при изготовлении ТЗЭ наилучшим образом удовлетворяет условию не превышения температурой нагрева электронной аппаратуры заданных ТЗ значений.

Расчетным путем показано, что на момент окончания режима автономной работы прогрев поверхности ТЗЭ может достигать порядка 900 °С вследствие интенсивного радиационно-конвективного теплообмена с внутренней поверхностью керамической оболочки, и данная температура входит в диапазон рабочих температур ХАФСа.

3. Вероятностный подход при оценке работоспособности керамики

Основным материалом, применяемым в качестве материала для изделий, испытывающих длительное воздействие высоких температур в агрессивной (в частности содержащей кислород) среде, является керамика различных типов. Именно внешняя керамическая оболочка обеспечивает стойкость конструкции обтекателя при совокупном воздействии тепловых и силовых факторов и его целостность определяется работоспособностью керамики.

Проверка прочности керамики при классическом подходе осуществляется по теории разрушения, согласно которой опасное состояние материала наступает в тот момент, когда наибольшее по абсолютной величине нормальное напряжение достигает опасного значения. Эта гипотеза носит название теории наибольших нормальных напряжений, или первой теории прочности [4].

Основным критерием проверки работоспособности, в общем случае, когда все три главных напряжения σ_1 , σ_2 и σ_3 не равны нулю, по этой теории, является учет значения лишь наибольшего растягивающего или наибольшего сжимающего напряжений. Величина двух других главных напряжений не имеет при этом значительного влияния на прочность материала, на достижение им опасного состояния.

Статистический подход к оценке вероятности разрушения керамики как хрупкого материала сводится к двум проблемам: задаче о функции распределения показателей прочности номинально идентичных образцов в номинально идентичных условиях и задаче о влиянии на показатели хрупкой прочности размера изделия и напряженного состояния [5].

Согласно данным, представленных в [6, 7, 8], расчет вероятности разрушения керамики можно провести при выполнении следующих обязательных

условий:

1) заранее определенных статических параметрах распределения прочности керамического материала $\sigma_{\min}$, σ_0 , m - характеристической прочности образца, минимальное значение прочности и модуля Вейбулла, соответственно, путем испытания образцов объемом V_0 ;

2) определения напряженного состояния во всем объеме тела от действия силовых нагрузок;

3) наличия обоснованных критериев прочности для конкретного керамического материала.

Для выполнения решения по первому пункту разработана методика и создана программа определения параметров распределения Вейбулла по результатам испытания образцов [9].

В качестве принятого численного метода интегрирования уравнения вычисления вероятности разрушения принимается тот же подход, что и при решении задач теплопроводности и теории упругости - метод конечных элементов ANSYS (лиц. договор № 666537). Учитывая, что в программном комплексе используется конечно-элементная аппроксимация с линейными плоскими или объемными элементами, то для вычисления интеграла используется аналогичный конечный элемент. Это допущение позволяет записать интегральное уравнение вероятности разрушения изделия $P(\sigma)$ в виде [10]:

$$P(\sigma) = 1 - \exp \left[- \iiint_{\Omega} \left(\frac{\sigma(x, y, z) - \sigma_{\min}}{\sigma_0} \right)^m dx dy dz \right] \quad (1),$$

вычисление которого реализовано в созданном макросе (подпрограмме) путем суммирования по элементарным объемам конечных элементов:

$$P_r(\sigma) = 1 - \exp \left[- \frac{1}{V_0} \sum_{i=1}^N \Delta V_i \left(\frac{\sigma_i - \sigma_{\min}}{\sigma_0 - \sigma_{\min}} \right)^m \right] \quad (2),$$

где ΔV_i - объем i -го конечного элемента, V_0 - рабочий объем образца, N - общее количество конечных элементов в рассматриваемой области; $(\sigma_i)_i = \sigma_1$ - эквивалентное напряжение в i -ом конечном элементе.

4. НДС керамической оболочки

Радиальное температурное расширение ТЗЭ вносит существенный вклад в распор керамической оболочки, приводя ее в состояние, близкое к исчерпанию несущей способности как по пределу прочности как на растяжение, так и по вероятностной оценке разрушения, согласно (2).

Для ортотропного слоистого материала КТЛР пакета определяется в основном направлении Ox как: $\mu_x = \frac{A_1 B_{11} - A_{12} B_{12}}{B_{11} B_{22} - B_{12}^2}$ [11]. Каждая из констант A_{ii} и B_{ii} определяется через совокупность свойств монослоев. Таким образом точное определение значений КТЛР композиционного материала ХАФС для каждого изготавливаемого на опытной стадии производства изделия не представляется возможным по

причине вариации выкладки, свойств материала и прочим несовершенствам.

Принято решение о вычислении интегрального КТЛР пакета ХАФС посредством измерения перемещений наружной поверхности юбочной части ТЗЭ при его свободном расширении от воздействия температуры. Схема измерительной установки и расположения датчиков перемещений представлена на рис. 3. По результатам замеров перемещений расчетным путем были получены значения КТЛР материала каждого опытного ТЗЭ в радиальном направлении, используя которое рассчитать максимальные напряжения в керамической оболочке всего изделия в сборе. Результатом ряда итерационных расчетов будет являться сопоставление радиальных перемещений свободного ТЗЭ с прогнозируемым уровнем первых главных напряжений в керамике.

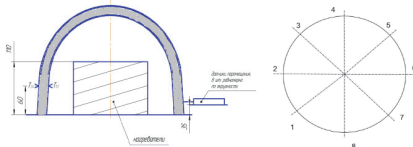


Рис. 3. Схема установки и расположение датчиков перемещений

Результаты испытаний ряда изделий показали, что целесообразным является контроль суммарных перемещений поверхности каждого отдельного ТЗЭ и сравнение с заранее определенным допустимым значением. Расчетным путем установлено значение максимального диаметрального перемещения не более 500 мкм, которое гарантирует отсутствие в зоне заделки керамической оболочки растягивающих напряжений, которые превышали бы уровень 19,7 МПа ($[\sigma]_{\text{раст}} = 25 \text{ МПа}$). При этом на всем режиме эксплуатации уровень безотказной работы кварцевой керамики для данного изделия не превышает 0,95, что позволяет установить предел отклонения измеряемой величины диаметральных перемещений до 550 мкм при условии отсутствия выбросов вероятности ниже 0,9 (результаты расчета представлены в таблице 1).

Таблица 1.

Перемещения свободного ТЗЭ, [мкм]	КТЛР _{шафс} · 10 ⁶ , max [K ⁻¹]	σ_1 , [МПа]	Pv (σ)
376	3,5	19	0,97
441	4	19,7	0,96
484	4,5	20,1	0,95
538	5	20,7	0,92
592	5,5	21,3	0,87
646	6	22	0,8

Выводы

1. Расчетным путем обосновано применение в конструкции внутренней полости керамической головной части беспилотного сверхзвукового летательного аппарата теплозащитного композиционного экрана, позволившего снизить температуру прогрева внутренней аппаратуры более чем на 150 °C (с 230°C до 80°C).
2. Отработан процесс изготовления конструкции экрана сложной геометрии из нескольких частей разнородных материалов.
3. Согласно модели слабейшего звена (по В.А. Вейбуллу) теории разрушения хрупкого тела рассчитаны параметры вероятности безотказной работы внешней керамической оболочки.
4. Расчетным путем показана необходимость корректировки физико-механических свойств материала теплозащитного экрана в плане увеличения надежности работы внешней керамической оболочки.
5. На макетных образцах изделий в сборе проведены теплопрочностные испытания, подтвердившие правильность выбора конструкции ТЗЭ и работоспособность антенного оборудования по режиму эксплуатации длительностью свыше 500 секунд

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Алифанов О.М. Идентификация процессов теплообмена летательных аппаратов. Москва, Машиностроение, 1979, 216 с.
- [2] Русин М.Ю. Проектирование головных обтекателей ракет из керамических и композиционных материалов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2005. – 63 с.
- [3] Степанов П.А., Атрошенко И.Г., Стародубцева Н.И., Шуткина О.В., Мельников Д.А. Разработка высокотемпературных композиционных материалов теплозащитного и радиотехнического назначения // Перспективные материалы. – 2010. - №10. – с. 17–21.
- [4] Шапошников Н.Н. и др. Расчет машиностроительных конструкций на прочность и жесткость. М., Машиностроение, 1981, 195 с.
- [5] Палюшный А., Ву В. Вероятностные аспекты проектирования керамических деталей. Энергетические машины и установки, 1977, N 4, с. 133-150.
- [6] Wiebull W.A. A statistical theory of the strength of materials. Proc Roy. Swed. Ins End.Res, 1939, N 151, p. 5-45.
- [7] Давков В., Бэнсел Г., Проектирование конструкций из керамических материалов. Энергетические машины и установки, 1978, N 2, с. 72-81.
- [8] Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике, М., Стройиздат, 1965, 279 с.
- [9] Часовской Е.Н., Каменская Т.Н. Программа определения параметров статистического распределения Вейбулла по результатам испытания керамических образцов. Инф.бюл. ОФАИ, N 13, 1984, Per.N 527.
- [10] Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение. Мир, М., 1984, 524 с.
- [11] Карпов Я.С. Проектирование деталей и агрегатов из композитов: учебник / Я.С.Карпов. – Х.:Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2010. – 768 с.

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КОМПОЗИТНЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ С ЭПФ

Русинов П.О., Бледнова Ж.М.

ФГБОУ ВО «Кубанский государственный технологический университет», Краснодар, Россия

Аннотация: Разработана технология формирования композиции «сталь – материал с ЭПФ – высокотемпературный керамический износостойкий слой», высокоскоростным газопламенным напылением в защитной среде механически активированных порошков TiNiTa и cBN-Co-NiAl-Y. Определены оптимальные параметры обработки. Проведены испытания стали 45 с поверхностно-модифицированными слоями TiNiTa + cBN-Co-NiAl-Y в условиях многоциклового усталости, подтвердили повышение предела выносливости

Введение. В связи с расширением технологических возможностей производства в последние годы в качестве нового резерва повышения функциональной надежности изделий все чаще рассматриваются многокомпонентные и многослойные структуры, в т.ч. слоистые покрытия. Известно, что широким спектром функциональных возможностей обладают интеллектуальные материалы с эффектом памяти формы (ЭПФ). Их использование при формировании слоистых композиционных поверхностных слоев может быть весьма продуктивным, что обеспечит комплекс широко востребованных свойств: сверхупругость или сверхэластичность, износ- и коррозионностойкость, повышенная демпфирующая способность, долговечность, трещиностойкость, адаптивность [1-7].

Цель исследования - разработка композиционных поверхностных слоев на стальных изделиях машиностроительного назначения для работы в условиях сложного циклического нагружения с повышенным комплексом эксплуатационных свойств.

Формирование композитных поверхностных слоев производилось путем высокоскоростного газопламенного напыления механоактивированных порошков на модернизированной установке GLC-720 в вакууме (среда аргона). В качестве основы использовалась: сталь 45. Механическая активация порошков осуществляется в шаровой мельнице АГО-2У. Загрузка и обработка порошков производится в инертной атмосфере (среда аргона), со следующими параметрами: частота вращения барабана 1300 мин⁻¹, частота вращения валика 950 мин⁻¹, диаметр шаров 6 мм, время работы 15 мин. На втором этапе проводится высокоскоростное газопламенное напыление в защитной атмосфере (среда аргона) механически активированных порошков. В камере при помощи вакуумного насоса создается вакуум, далее этот вакуум заполняется аргоном из металлического баллона. К основным технологическим параметрам высокоскоростного газопламенного напыления относятся: расход пропана 60-85 л/мин, кислорода 120-160 л/мин, расход порошка и транспортирующего газа (аргон), дистанция и угол напыления, скорость перемещения и подача горелки, скорость вращения покрываемой детали. Именно они определяют такие характеристики покрытия как прочность сцепления с подложкой, когезионную прочность, уровень остаточных напряжений, пористость,

структуру и толщину напыленного слоя.

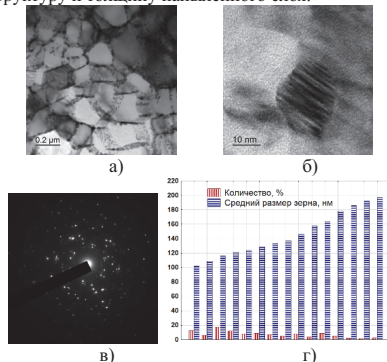


Рис. 1. Наноразмерная структура TiNiTa полученного ВГН: а) – $\times 120000$; твильный электронно-микроскопический контраст б) – $\times 150000$; микроэлектронограмма слоя TiNiTa – в); количественное распределение размера зерен и их процентного содержания в покрытии TiNiTa – г)

Слой TiNiTa имеет толщину 0,9мм и наносился на сталь 45. Структура слоя достаточно плотная, с размером зерна от 100-200 нм (рис. 1,а). Граница раздела между покрытием и подложкой без видимых дефектов. При прохождении частиц порошка через газопламенную струю, они нагреваются и при ударе о подложку затвердевают в виде деформированных дисков, которые видны на снимках и имеют диаметр 10-20мкм и толщину 0,8-2 мкм. Химический состав слоя TiNiTa составлял Ni-42,5%at.Ti-8,5%at.Ta.

На рис. 1г представлено количественное распределение размера зерен и их процентного содержания в покрытии TiNiTa.

При комнатной температуре основные структурные составляющие поверхностного слоя TiNiTa – мартенситная фаза B19' с моноклинной решеткой, аустенитная B2-фаза с кубической решеткой, β - фазы Ta, а также наблюдается небольшое количество оксида титана (TiO) менее 2% (рис. 2).

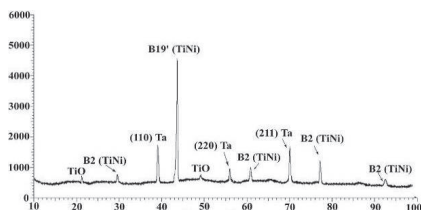


Рис. 2. Рентгенофазовый анализ сплава TiNiTa, после высокоскоростного газопламенного напыления в защитной атмосфере

Проведенные исследования напыления порошка в исходном состоянии и после механоактивации показали, что предварительная механоактивация порошков позволяет снизить пористость покрытий до 1% и обеспечить прочность сцепления покрытия с основой до 100-120 МПа.

Второй слой Si-Y-BN-C-Co-Ni₃Al, который наносился на слой TiNiTa имеет толщину 0,6 мм. Химический состав слоя Si-Y-BN-C-Co-Ni₃Al, вес.%, был следующим: Si - 12; Y - 3; BN - 20; C - 5; Co - 5; Ni₃Al-остальное.

Размер частиц порошка cBN20-Co10-NiAl65-Y5 составлял 20-30 мкм. Размер частиц порошка cBN20-Co10-NiAl65-Y5 после механической активации в течение 30 мин составил 1-10 мкм.

На рис. 3 представлена рентгенограмма слоя cBN20Co10NiAl65Y5 после высокоскоростного газопламенного напыления в защитной атмосфере. Структура состоит из фаз: Ni₃Al с кубической решеткой (межплоскостное расстояние 111), BN с кубической решеткой (межплоскостное расстояние 200, 220, 400), BN с орторомбической решеткой (межплоскостное расстояние 212, 720), Co с гексагональной решеткой (межплоскостное расстояние 004), AlNiY с гексагональной решеткой (межплоскостное расстояние 320, 222), Al₃NiY с орторомбической решеткой. Рентгенограмма слоя cBN20Co10NiAl65Y5, соответствует дифрактограмме поликристаллического образца, представляющего собой серию пиков на плавной линии фона.

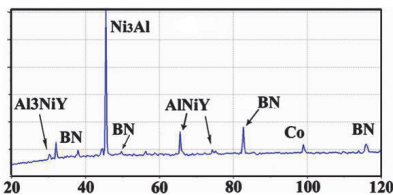


Рис. 3. Рентгенофазовый анализ слоя cBN20Co10NiAl65Y5, после высокоскоростного газопламенного напыления в защитной атмосфере

Химический состав МА порошка cBN20Co10NiAl65Y5 приведен в табл. 1.

Табл. 1 Химический состав механоактивированного порошка cBN20Co10NiAl65Y5, вес. %

Марка	B	N	Fe	C	C	Co	Ni	Al	Y
	a								
cBN20Co10	10,		0,6	3,	0,	8,6	29,	31	5,
NiAl65Y5	82	9,5	2	57	1	3	91	,6	12
		3			2			8	

Структура слоя cBN20Co10NiAl65Y5 достаточно плотная, с размером зерна от 150-300 нм (рис. 4,а-с). Граница раздела между слоем TiNiTa и слоем cBN20Co10NiAl65Y5 без видимых дефектов.

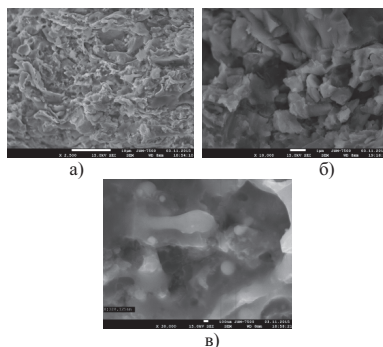


Рис. 4. Наноразмерная структура cBN20Co10NiAl65Y5 полученного высокоскоростным газопламенным напылением в защитной атмосфере

Как показал эксперимент, для образцов (сталь 45+сплав с ЭПФ + высокотемпературный керамический слой), испытанных на многоцикловую усталость (изгиб с вращением) наблюдается повышение долговечности, а после поверхностного модифицирования композиционных материалов TiNiTa с последующей термомеханической обработкой (отжиг + поверхностное пластическое деформирование) выполнены испытания на многоцикловую усталость при изгибе с вращением, которые показали существенное повышение долговечности. Предел выносливости композитного материала сталь 45 + TiNiTa + cBN-Co-NiAl-Y составил 458 МПа с повышением предела выносливости стали 45 на 66,5%.

Микротвердость cBN-Co-NiAl-Y слоя составила 18,3-18,5 ГПа.

Повышение долговечности образцов с поверхностными слоями на основе композиционных материалов объясняется как особенностями разрушения, заключающимися в торможении разрушения на границах зерен, препятствии ветвлению и движению трещин вследствие упрочнения границ, так и псевдоупругостью поверхностных слоев, присущей материалам с ЭПФ. Накопленная поверхностным слоем деформация способна восстанавливаться в процессе циклической разгрузки и, таким образом, не

накапливаться в материале, что повышает его долговечность. При этом частично может происходить «залечивание» образовавшихся дефектов, свойственное материалам с ЭПФ. Механизм «залечивания» заключается в изменении поля напряжений вблизи микроконцентраторов и в результате происходит либо согласованная переориентация пластин мартенсита напряжения, либо обратное превращение и зарождение мартенсита в новом месте. Структура тем самым подстраивается под внешнее воздействие, предотвращая зарождение трещин.

Заключение

Разработана технология формирования композиции «сталь – материал с ЭПФ – высокотемпературный керамический износостойкий слой», высокоскоростным газопламенным напылением в защитной среде механически активированных порошков TiNiTa и cBN-Co-NiAl-Y. Определены оптимальные параметры обработки, обеспечивающие формирование поверхностного слоя с размером зерен 100-350 нм с микротвердостью $H_k=18,3 \pm 18,5$ ГПа. На основе комплексных рентгеноструктурных и электронно-микроскопических исследований выявлены закономерности формирования наноразмерного состояния композиции.

Испытания стали 45 с поверхностно-модифицированными слоями TiNiTa + cBN-Co-NiAl-Y в условиях многоциклового усталости, подтвердили повышение предела выносливости 66,5%, что объясняется проявлением ЭПФ в условиях испытания и подтверждается результатами

структурного и фазового анализа.

Работа выполнена в рамках государственного задания № 9.555.2014/К при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации и гранта Президента № МК-5445.2016.8.

1. Кульков С.Н. Формирование микро- и мезоструктур в металло-керамических композитах при механическом нагружении. Физическая мезомеханика. 2005, том 8, № 6, с.79-87.
2. Перспективные материалы. Структура и методы исследования / Под ред. Д.Л. Мерсона - ТГУ, МИСиС, 2006 – 536с.
3. Blednova, Zh. M. Formation of Nanostructured Blankets from Materials with Effect of Memory of the Form (SMA) in the Conditions of a Plasma Dusting and their Optimisation for Maintenance of its Functional-mechanical Properties [Text] / Zh. M. Blednova, P. O. Rusinov//Advances in nanotechnology.- Volume 10.- Editors: Z Bartul and J. Trenor.- Nova Science Publishers, New York.- 2012. – p. 61-109. - ISSN 2159-1490. -ISBN 978-1-62100-150-8
4. Русинов, П.О. Глава 8. Особенности формирования многокомпонентных поверхностных слоев из материалов с ЭПФ в условиях высокоэнергетических воздействий: Коллективная монография / П.О. Русинов, Ж.М. Бледнова. // Перспективные материалы и технологии. Витебск. УО-ВГТУ, Т.1. 2015. 398с. ISBN 978-985-481-376-9
5. Русинов, П.О. Гл.3. Инженерия поверхности с использованием многокомпонентных материалов с эффектом памяти формы: Коллективная монография [Текст] / П.О. Русинов, Ж.М. Бледнова // Итоги науки. - М.: РАН. - 2015. -231 с.
6. Blednova Zh. M., Rusinov P.O. Intellectualization of Surface Layers, Working Under Cyclic Loading and Reversing Friction. Applied Mechanics and Materials V. 798 (2015) pp. 440-446. doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.798.440
7. Rusinov P.O., Blednova Zh.M., Balaev E.U., Dmitrenko D.V. Formation of composite layers TiNiZr-cBN-Co, working in conditions of cyclic loading and reverse friction. Procedia Structural Integrity 2 (2016) pp.1506-1513.

ЗАДАЧА О ИЗГИБЕ КРИВОЛИНЕЙНОЙ КОМПОЗИТНОЙ БАЛКИ

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 .

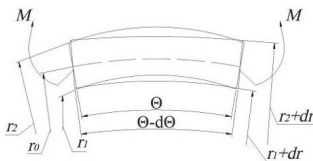


Рис. 1: Расчетная схема

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 вы-

сокого 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 $\int \sigma_c dr = 0$

$$\text{Отсюда } r_0 = \frac{r_2 - r_1}{\ln \frac{r_2}{r_1}}$$

Изгибающий момент связан с окружными напряжениями следующей зависимостью:

$$M = \int \sigma_c r dr = E \frac{d\Theta}{\Theta} \left[\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - r_0(r_2 - r_1) \right]$$

Положительное направление момента представлено на рис. 2

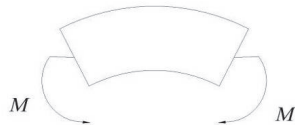


Рис. 2: Положительное направление изгибающего момента

Рассмотрим равновесие элемента балки (рис. 3) относительно вертикальной оси.

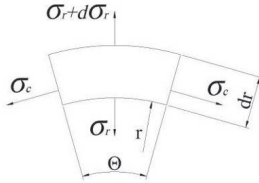


Рис. 3: Равновесие элемента

Вертикальная составляющая от окружных напряжений равна $-2\sigma_\phi dr \sin \frac{\Theta}{2}$.

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-

$$\begin{aligned} \text{ответственно,} \quad & 2 \int_0^{\frac{\Theta}{2}} (\sigma_r + d\sigma_r) \cos \alpha (r + dr) d\alpha = \\ & = 2(\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr) \sin \frac{\Theta}{2} \end{aligned}$$

Суммируя эти составляющие, получим следующее дифференциальное уравнение:

$$\frac{\sigma_r}{r} + \frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_\phi}{r}$$

Решив уравнение, находим зависимости для окружных и радиальных напряжений:

$$E \frac{d\Theta}{\Theta} = \frac{M}{\frac{r_2^2 - r_1^2}{2} - \ln \frac{r_2}{r_1}}$$

$$\sigma_\phi = E \frac{d\Theta}{\Theta} \left(1 - \frac{r_2 - r_1}{r \ln \frac{r_2}{r_1}} \right)$$

$$\sigma_r = E \frac{d\Theta}{\Theta} \frac{(r - r_1)}{r}$$

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

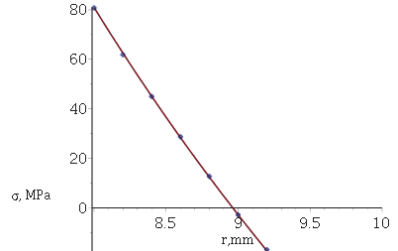


Рис. 4: Распределение окружных напряжений по толщине изотропной балки

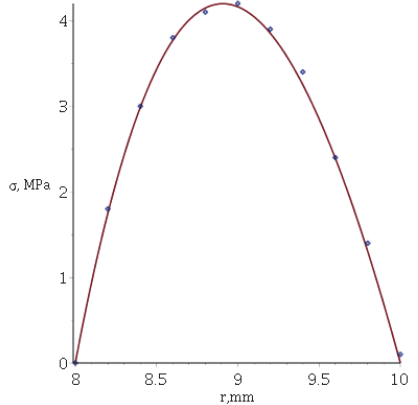


Рис. 5: Распределение радиальных напряжений по толщине изотропной балки

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 $\sigma_\phi(r) = E(r)\epsilon_\phi(r)$. 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:

$$\frac{d\Theta}{\Theta} = \frac{M}{\int_{r_1}^{r_2} Erdr - r_0 \int_{r_1}^{r_2} Edr}$$

$$\sigma_r = \frac{d\Theta}{\Theta} \frac{\int_{r_1}^r E(r)dr - r_0 \int_{r_1}^r \frac{E(r)}{r} dr}{r}$$

$$\sigma_c = \frac{d\Theta}{\Theta} \left(1 - \frac{r_0}{r}\right) E(r)$$

На рис. 6 - 8 показаны графики изменения модуля, окружных и радиальных напряжений по толщине балки соответственно. $r_1 = 8$ мм, $r_2 = 10$ мм, $M = 50$ Н м. Точками показаны значения, полученные при расчете методом конечных элементов

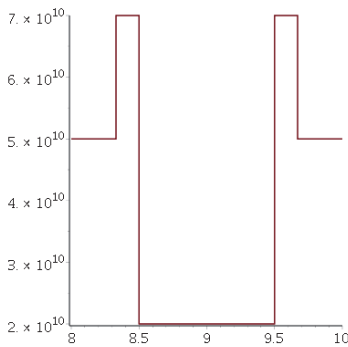


Рис. 6: Изменение модуля упругости по толщине балки

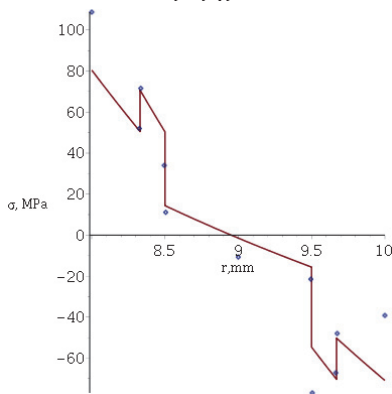


Рис. 7: Распределение окружных напряжений по толщине балки

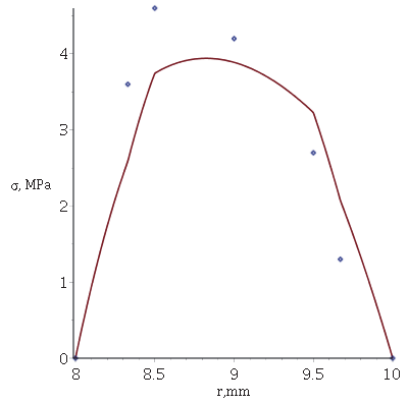


Рис. 8: Распределение радиальных напряжений по толщине балки

Выводы

Предложена модель, устанавливающая зависимость радиальных и окружных напряжений от радиальной координаты, геометрических параметров, изгибающего момента и модуля упругости для изотропной и анизотропной по толщине балки. Показано хорошее согласие между аналитическими зависимостями и результатами, полученными методом конечных элементов.

1. Olsson R. A survey of test methods for multiaxial and out-of plane strength of composite laminates. Composites Science And Technology. 2011. No. 71. P. 773-783.
2. Charrier J.S., Laurin F., Carrere N., Mahdi S. Determination of the out-of-plane tensile strength using four-point bending tests on laminated L-angle specimens with different stacking sequences and total thicknesses. Composites: Part A. 2016. No. 81. P. 243-253.
3. Weicheng Cui, Tao Liu, Jianxin Len, Rongbiao Ruo. Interlaminar tensile strength (ILTS) measurement of woven glass/polyester laminates using four-point curved beam specimen. Composites: Part A. 1996. No. 27. P. 1097-1105.
4. Лехницкий С.Г. Анизотропные пластинки. М.: ОГИЗ Государственное издательство технико-технической литературы. 1947 – 355с.

АНАЛИЗ АНИЗОТРОПИИ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТКАНОГО УГЛЕПЛАСТИКА С БИСМАЛЕИМИДНЫМ СВЯЗУЮЩИМ

Русланцев А.Н.^{1,2}, Думанский А.М.^{1,2}, Портнова Я.М.³

¹ИМАШ РАН, andreiruslantsev@gmail.com

²МГТУ им. Н.Э. Баумана

³АО «ОНПП «Технология» им. А.Г.Ромашина»

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 блокировано, 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:

$\varepsilon = \sigma/E(1 + K^*)$, где K^* – ядро ползучести:

$$K^*(\sigma) = \int_0^t K(t - \tau) \sigma(\tau) d\tau.$$

В качестве ядра ползучести могут быть использованы дробно-экспоненциальная функция Работнова, ядро Абеля, 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 пла-

стины саржевого плетения. Все слои были ориентированы 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 представлена 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:

$$S_{xy} = G_{xy}^{-1} = \left[G_{xy}^0 (I - S_{xy}^0 \tilde{G}R^*) \right]^{-1} = (I - S_{xy}^0 \tilde{G}R^*)^{-1} [S_{xy}^0],$$

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 рисунке.

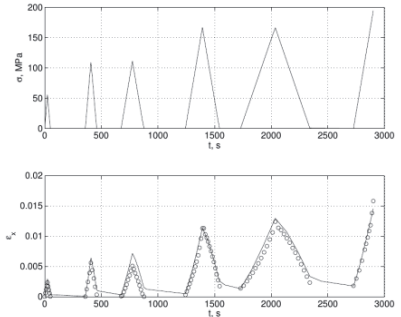


Рис. Расчетная и экспериментальная зависимость напряжений и деформаций образца от времени

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.

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., Степанович Е.И. Нелинейная ползучесть стеклопластика ТС8/3-250 // Механика полимеров. 1971. No3. –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., Андерсон Я., Анисевич К., Янсонс Ю., Корсаард Д. Ползучесть и накопление повреждений в ортотропном композите при циклическом нагружении // Механика композитных материалов. 1998 т. 34. № 4. С. 447-460.

СПОСОБ БЕЗЭТАЛОННОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ПРИ ОЦЕНКЕ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Рыков А.Н.^{1,*}

¹АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; *tsniism@tsniism.ru;

Аннотация: Основной целью проведения дефектоскопии изделий из полимерных композиционных материалов (ПКМ) является выявление дефектов типа нарушений сплошности, например расслоения, непроклеи, трещины, инородные включения и т.п. В докладе рассматривается метод безэталонного нахождения дефекта по анализу информационного поля изделия, полученного в результате неразрушающего контроля. Анализ заключается в обработке гистограммы поля по определенному алгоритму с определением параметров качества изделия.

Ключевые слова: композиционные материалы, оценка качества, неразрушающий контроль.

Перспективным направлением в современной технике является использование композитных материалов, как металлических, так и полимерных, обладающих рядом преимуществ перед традиционными материалами, особенно в авиакосмических отраслях техники, машиностроении, энергетике и др.

Повысить качество конструкций невозможно без достоверной оценки критериев качества материалов. Соответственно невозможна разработка мероприятий и технологий по повышению качества конструкций.

Здесь на первое место выходят методы неразрушающего контроля, основанные на различных физических принципах и методы достоверного для решаемой задачи обнаружения внутренних нарушений сплошности по анализу изменения результатов взаимодействия физических полей с контролируемым материалом. Они позволяют объективно определять фактическое состояние конструкции, оценить надежность их эксплуатации и дать рекомендации по ее ремонту или восстановлению.

Общий недостаток практически всех существующих методов и средств неразрушающего контроля заключается в следующем: определение порогового значения сигнала осуществляется посредством эталонного образца с эталонным дефектом. Обнаружение дефектных участков осуществляется путем сравнения сигнала по поверхности контролируемого материала с пороговым значением сигнала. Это простой и надежный метод. Однако он обладает принципиальным недостатком: практически невозможно изготовить эталонные образцы со всеми вариантами характеристик внутренних дефектов, а значит, в результате происходит обнаружение некачественного «усредненного» дефекта и с большой вероятностью возможен пропуск опасных дефектов. Такой метод не учитывает влияния случайных изменений свойств контролируемых материалов на результаты контроля.

Поэтому на сегодняшний день имеется потребность в создании способа контроля реальных конструкций из сложных материалов, который может применяться на практике для широкого круга объектов с различными характеристиками и позволяет обнаруживать различные типы внутрен-

них дефектов.

В связи с этим актуальным встает вопрос о разработке такого алгоритма обработки результатов дефектоскопии, который бы позволил с заданной вероятностью не пропустить критические дефекты в условиях большого разброса информационного сигнала от изделия к изделию.

Особенно актуально применение такого алгоритма для контроля материалов, имеющих большой разброс характеристик (определяемых как результат воздействия с контролируемым материалом различных физических полей – тепловых, акустических, радиоволновых и т.п.), например, многослойных конструкций из ПКМ.

В общем виде алгоритм безэталонного определения дефекта можно записать следующим образом:

- 1) Априори определяют, что больше по величине – сигнал на дефектном участке или сигнал на качественном участке, принимают для определенности, что сигнал на дефектном участке меньше по величине сигнала на качественном участке.
- 2) Задают $R_{\text{лож}}^A$ и $R_{\text{проп}}^A$ здесь $R_{\text{лож}}^A$ – вероятность ложного обнаружения дефектов, $R_{\text{проп}}^A$ – вероятность пропуска дефектов.

Данные величины определяются требованиями контроля: что имеет приоритет – обнаружение всех дефектов с вероятной перебраковкой или отсутствие перебраковки с некоторой вероятностью пропуска дефектов.

- 3) Измеряют величину сигнала U_{max}^A в центре интервала, на который попадает наибольшее количество сигналов дефектного участка (K_{max}^A), удовлетворяющего следующим условиям:

$$U_{\text{max}}^A = U^A, \text{ если } \Delta K_1 \geq 0 \text{ и } \Delta K_{i+1} < 0.$$

- 4) Измеряют величину сигнала U_{max}^K в центре интервала, на который попадает наибольшее количество сигналов качественного участка (K_{max}^K), удовлетворяющего следующим условиям:

$$U_{\text{max}}^K = U^K, \text{ если } \Delta K_1 \geq 0 \text{ и } \Delta K_{i+1} < 0.$$

i – номер интервала измерения.

- 5) Измеряют номер интервала (m), соответствующего величине $0,67 K_{\text{max}}^A$ и номер интервала (n), соответствующего $0,67 K_{\text{max}}^K$.

- 6) Дополнительно измеряют величину сигнала в центре интервала (m) – U_m^A и в центре интервала (n) – U_n^K .

7) Определяют среднеквадратичное значение распределения сигналов на дефектных участках:

$$\sigma_d = U_{\max}^d - U_m^d$$

8) Определяют среднеквадратичное значение распределения сигналов на качественных участках:

$$\sigma_k = U_{\max}^k - U_m^k$$

9) Задают соотношение между величинами: $R_{\text{ложн}}^d$ и $R_{\text{проп}}^d$ например, $R_{\text{ложн}}^d = \chi R_{\text{проп}}^d$.

Величина χ определяется задачами, стоящими перед проведением контроля: либо выявить все дефекты, но при этом допускается перебраковка, т.е. ложное обнаружение дефектов, либо выявить только явные дефекты, но при этом допускается частичный пропуск дефектов.

10) Определяют численное значение порогового сигнала ($U_{\text{пор}}$) путем решения уравнения следующим образом:

$$\int_{U_{\text{пор}}}^{\infty} e^{-\frac{(\chi - U_{\text{пор}})^2}{2\sigma_d^2}} = \frac{\sigma_d}{\sigma_k} \int_{-\infty}^{U_{\text{пор}}} e^{-\frac{(\chi - U_{\text{пор}})^2}{2\sigma_k^2}}$$

Для оценки работы алгоритма был проведен анализ термограммы, полученной методом теплового контроля. Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- построить гистограмму теплового поля образца;
- выбрать тип распределения, наиболее адекватно описывающего экспериментальную гистограмму;
- найти параметры выбранного распределения;
- оценить параметры качества на основании полученных данных;
- разделить дефект и качество с заданным соотношением вероятностей.

На рисунке 1 представлена термограмма проката, используемая в качестве исходных данных.

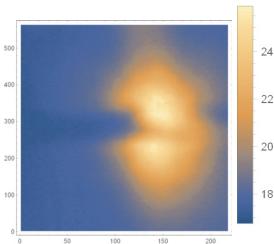


Рис. 1. Исходная термограмма неоднородности теплового поля

Гистограмма теплового поля представлена на рисунке 2.

Анализ показывает наличие нескольких максимумов на гистограмме, однако на практике можно рассматривать лишь два крайних левых, так как последующие пики заведомо малы и их появление можно объяснить наличием помех на термограмме.

Для нахождения параметров первого нормального распределения используется промежуток от нуля до первого пика (рисунок 3). На рисунке 4 представлено аналитически найденное бимодальное распреде-

ление теплового поля, представляющее собой смешанную функцию двух нормальных распределений.

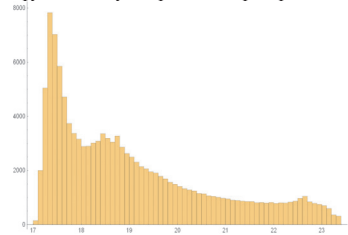


Рис. 2. Гистограмма распределения температуры

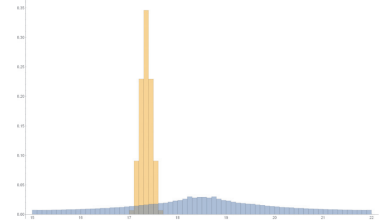


Рис. 3. Разделённые гистограммы дефекта и качества

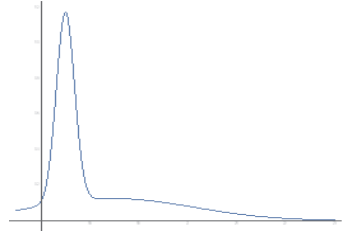


Рис. 4. Бимодальное распределение, полученное аналитическим путем

Разделение дефекта и качества происходит по нахождению локального минимума, расположенного между двумя максимумами. При наличии аналитических параметров качества и дефекта, порог их разделения можно задать вручную для получения необходимых характеристик качества и дефекта.

В заключение можно отметить, что исследование применения безэталонного метода обнаружения дефектов показало возможность его применения для контроля качества в случае бимодальности гистограммы распределения сигнала информационного поля контролируемого изделия.

Дальнейшая работа состоит в апробации разработанного алгоритма для различных типов изделий, в том числе из ПКМ, и возможности применения его в системах автоматизированного неразрушающего контроля для решения задач выделения дефектов и расчета их площадей

УЛЬТРАЗВУКОВОЙ КОНТРОЛЬ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Рыков А.Н.^{1,*}

¹АО «ЦНИИСМ», Хотьково, Россия; *tsniism@tsniism.ru;

Аннотация: В современных условиях наиболее перспективными с точки зрения повышения достоверности результатов проводимой дефектоскопии изделий и скорости ее проведения являются автоматизированные системы неразрушающего контроля. В данной работе рассматривается автоматизированная система контроля крупногабаритных цилиндрических изделий из композиционных материалов с соответствующим программным обеспечением по обработке результатов контроля и определением площадей дефектов.

Ключевые слова: композиционные материалы, дефектоскопия, автоматизированный контроль.

В настоящее время в различных отраслях промышленности (машиностроении, авиастроении, энергетике и др.) вопрос обеспечения качества выпускаемой продукции и ее контроля стоит особенно остро. Это связано, в первую очередь, с постоянно возрастающими требованиями к повышению надежности при возрастающих нагрузках на изделия, что влечет за собой ужесточение технических норм на наличие дефектов определенного типа в готовой продукции [1].

Повышение качества продукции без соответствующего развития методов и средств неразрушающего контроля и диагностики в современных условиях практически невозможно. Перспективным направлением в современной технике является использование полимерных композиционных материалов (ПКМ), имеющих широкие перспективы использования и обладающие рядом преимуществ перед традиционными материалами – металлами, особенно в авиакосмических отраслях техники, так как обеспечивают минимальную массу конструкций при заданном значении прочности, не подвержены коррозии и т.п.

Однако такие материалы требуют особого подхода, новых решений при разработке и создании методов и средств их дефектоскопии. Это вызвано большим разнообразием видов таких материалов, специфическими особенностями конструкций из них и технологией изготовления, разбросом физико-механических и прочностных характеристик, большим разнообразием типов дефектов, возникающих в процессе изготовления и эксплуатации.

Наиболее перспективными с точки зрения повышения достоверности результатов проводимой дефектоскопии изделий и скорости ее проведения являются автоматизированные системы неразрушающего контроля. В случае, если изделие представляет собой тело вращения, целесообразно применение механизированных сканирующих систем для максимально полного проведения контроля по поверхности. Механизированные сканирующие системы известны и применяются в промышленности достаточно давно на различных предприятиях, при этом могут использоваться различные системы управления, сбора и обработки информации. Система автоматизированного контроля или дефектоскопа контроля качества (ДКК) работает следующим об-

разом.

Установка автоматизированного сканирования цилиндрической поверхности осуществляет перемещение объекта контроля относительно бесконтактных низкочастотных датчиков. Для этого система сканирования вращает изделие и одновременно перемещает его вдоль образующей. В результате этого происходит сканирование объекта контроля по поверхности по спиральной траектории. Преобразователи с ультразвуковым низкочастотным дефектоскопом осуществляют контроль стенки контролируемого изделия теневым методом. С выхода дефектоскопа в режиме реального времени через специализированный интерфейс (COM порт, Ethernet порт и др.) на ПЭВМ с предустановленным соответствующим программным обеспечением передается сигнал ультразвукового контроля, отображающий состояние объекта контроля.

Одновременно через отдельный интерфейс на ПЭВМ от датчиков вращения передается информация о координатах контролируемого участка изделия. Таким образом, идет накопление информации о состоянии контролируемого изделия с указанием координат участков, подвергшихся неразрушающему контролю.

По окончании процесса сканирования производится обработка накопленной информации в соответствии с программным обеспечением, сбор и хранение первоначальной (исходной) информации, выявление дефектов, определение координат и площадей дефектов, формирование архива результатов контроля. В результате формируется протокол результатов дефектоскопии и дефектограмма изделия.

При проведении дефектоскопии на различных предприятиях одного и того же изделия достаточно часто возникает вопрос согласования получаемых результатов. Это связано с тем, что оборудование, используемое для проведения входного контроля изделий, может отличаться как по аппаратной, так и по программной части, вследствие чего применяются различные методики проведения измерений. В таком случае идентичность результатов дефектоскопии исключена и для преодоления этой проблемы существуют 2 основных пути решения:

1. Обеспечение единства аппаратных и программных частей установки ДКК на всех заинтересованных предприятиях.

2. Проведение дополнительных исследований по определению степени расхождения результатов дефектоскопии для выработки рекомендаций по сравнению получаемых значений.

Поскольку реализация первого варианта решения в полном объеме является достаточно трудоемкой и дорогостоящей, а результатом второго могут быть недопустимые разбросы результатов различных методик, более перспективным можно считать комбинационный вариант с модернизацией программного обеспечения и применением более современных ультразвуковых дефектоскопов с управлением от ПЭВМ. В таком случае, при создании эффективных алгоритмов обработки результатов дефектоскопии и подтверждения их результатов с удовлетворительной точностью, появляется возможность оснащения единой системой сбора и обработки данных при возможных различиях в системе управления сканирующей системой и ее аппаратной реализацией.

Для создания эффективной программной среды сбора и обработки данных необходимо отметить выполнение следующих условий:

- программное обеспечение (ПО) должно обеспечивать минимальные требования к аппаратной части ЭВМ;
- интерфейс ПО должен быть интуитивно понятным, с минимальным количеством вложенных подменю, прост в настройке;
- параметры настройки типа контролируемых изделий должны обеспечивать как определение физических размеров, так и форму тела вращения объекта контроля;
- ПО должно позволять интерактивно регулировать параметры зондирующего импульса (ЗИ) канала контроля и отображать в отдельном окне программной среды в реальном времени сигнал, прошедший через изделие;
- заложены алгоритмы расчета площадей детектируемых дефектов и погрешности определения результатов дефектоскопии;
- ПО должно обеспечивать создание и вывод на печать протоколов анализа дефектограмм в утвержденном виде и дефектограммы объектов контроля;
- наличие режима анализа (без подключения аппаратной части к ПЭВМ) ранее полученных дефектограмм для возможности отработки методик измерения с целью получения оптимальных результатов контроля.

В соответствии с вышеизложенным общую блок-схему организации работы программного обеспечения системы автоматизированного контроля можно представить в виде, представленном на рис. 1.

Основываясь на приведенном алгоритме работы, было разработано программное обеспечение для проведения автоматизированной дефектоскопии на базе установки ДКК и низкочастотного ультразвукового дефектоскопа УСД-60Н. Рассмотрим основные этапы работы с программой.

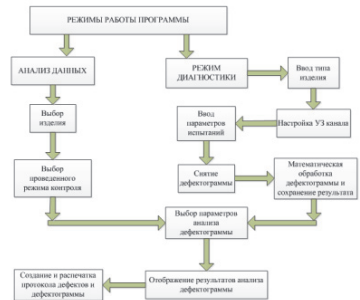


Рис.1. Блок-схема режимов работы программного обеспечения системы автоматизированного контроля цилиндрических изделий.

Для работы с программным обеспечением необходимо открыть основное окно программы и дополнительные информационные окна, основными из которых являются «Изделие», «Схема изделия», «УЗ канал», «В-скан».

Наличие данных окон позволяет проводить начальную настройку параметров изделия, а также регулировать и контролировать основные параметры УЗ дефектоскопа, подключенного к ПЭВМ. Внешний вид главного окна программы с прикрепленными дополнительными информационными окнами представлен на рис. 2.

Для проведения дефектоскопии изделия перед началом работы производится ввод параметров контролируемого изделия, таких как: тип, порядковый номер, номер чертежа и нормативной документации. Все введенные данные отображаются в окне «Изделие». Возможности программы позволяют настраивать параметры геометрии тела вращения изделия, подвергающегося контролю, включая форму, диаметр и длину.

Общие параметры настройки режима контроля приведены на рис. 3. Возможно проведение контроля как методом прохождения, так и эхо методом. Параметры отступов от начала и конца поверхности изделия позволяют задавать границы технологических областей, не подвергающихся контролю. Включение режима АРУ позволяет автоматически «растягивать» УЗ сигнал на весь диапазон условного экрана дефектоскопа (окно «УЗ канал»).

Настройки параметров вращения и перемещения изделия происходят независимо от программы сбора данных, механизированная система осуществляет вращение контролируемого изделия, одновременно с выполнением продольного движения ультразвуковых преобразователей, выполняя таким образом сканирование изделия по спирали. Дефектоскоп, находясь под управлением программы, выполняет измерения с заданной частотой повторений.

Результатом каждого измерения служит максимальная амплитуда в зоне контроля, значение которой программа получает от дефектоскопа и сохраняет во внутренней памяти, формируя дефектограмму контроля изделия.

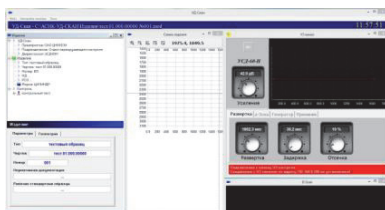


Рис.2. Внешний вид главного окна программы с основными вспомогательными окнами.

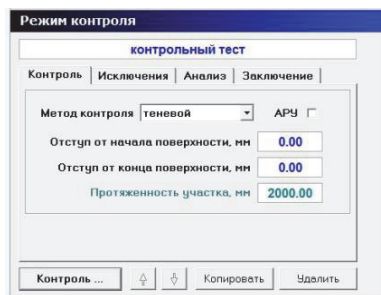


Рис. 3. Внешний вид окна установки параметров режима контроля.

Для привязки к координатам изделия, программа используется датчик оборотов для синхронизации начала записи каждого кольца спирали. При отсутствии датчиков начала и окончания контроля, оператор может вручную начинать и заканчивать запись по длине изделия. На рисунке 4 приведено изображение результата сканирования цилиндрического изделия теневым методом ультразвукового контроля с нанесенной координатной сеткой и указанием областей с различными уровнями сигнала в процентах от высоты экрана окна «УЗ канал».

По окончании процесса сканирования осуществляется автоматизированный анализ матрицы ультразвукового сигнала по поверхности изделия, с выделением единичных дефектов и подсчетом общей площади дефектов.

Анализ проводится в соответствии с установленным режимом контроля и выбранным уровнем дефектности. Точки с амплитудой сигнала, превы-

шающей уровень при эхо-импульсном режиме и точки с амплитудой менее уровня при реализации метода прохождения, признаются дефектами.

Выбор порогового значения осуществляется посредством предварительного анализа отдельных зон цилиндра на предмет выявления величины разброса ультразвукового сигнала относительно среднего значения. Целью является выбор такого значения, которое бы позволило с максимальной вероятностью выявлять дефектные участки и при этом не регистрировать единичные шумовые выбросы как информативные.



Рис. 4. Внешний вид окна вывода результатов сканирования изделия.

Основными параметрами при анализе являются:

- пороговое значение сигнала,
- расстояние для объединения единичных дефектов – максимальное расстояние между двумя единичными дефектами (минимальный дискретный элемент дефектограммы), при котором оба дефекта объединяются в один.
- градация дефектов по площади – максимальная площадь единичного локализованного дефекта, при которой он не рассматривается как существенный и информация о нем не выводится. При этом общая площадь всех обнаруженных дефектов фиксируется при выполнении анализа, а при протоколировании результатов выводится только площадь учетных.

Проведение серии измерений на различных изделиях цилиндрической формы с искусственными дефектами и различающимися параметрами работы механизированной системы сканирования подтвердили ожидаемые результаты по детектированию и определению местоположения дефектов.

1. Барынин В.А., Будадин О.Н., Кульков А.А. Современные технологии неразрушающего контроля из полимерных композиционных материалов. - М.: ИД «Спектр», 2013. -243 с.

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ, РАБОТАЮЩИХ НА КРУЧЕНИЕ

Саганов Е.Б.

МАИ, Москва, Россия; *saganoff@yandex.ru;

Аннотация: работа посвящена изучению влияния термомеханической связанности на результаты анализа напряженно-деформированного состояния элементов конструкций из сплавов с памятью формы, работающих на кручение. Рассмотрение поставленной задачи ведется в рамках модели нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при фазовых и структурных превращениях на примере явления сверхупругости.

Ключевые слова: сплавы с памятью формы, кручение, сверхупругость, термомеханическая связанность.

Общие положения

Среди многочисленных технических приложений сплавов с памятью формы (СПФ) [1] широкое распространение находят устройства, в которых СПФ применяются в качестве элемента, работающего на кручение. Среди подобных приложений можно выделить устройства поглощения и рассеивания механической энергии, применяемые в устройствах сейсмо-безопасности. Данные устройства используют, характерное для СПФ явление сверхупругости [1]. Оно заключается в нелинейном росте деформаций, за счет накопления неупругих фазово-структурных деформаций, при превышении внешними механическими напряжениями некоторой величины и последующем снятии этих неупругих деформаций при разгрузке до нуля. В ходе процесса активного нагружения в трубке из СПФ реализуется вызванное ростом напряжений прямое термоупругое фазовое мартенситное превращение (ФП), при разгрузке – обратное.

Наиболее рациональной формой элемента из СПФ, работающего на кручение является тонкостенная трубка. Так, в ее поперечном сечении отсутствует градиент напряжений и температуры. В общем случае температура трубки из СПФ изменяется в процессе нагружения/разгрузки из-за выделения/поглощения латентного тепла ФП, диссипативных эффектов и теплообмена с окружающей средой. Кроме этого на температуры ФП значительное влияние оказывают действующие напряжения и деформации. Такая постановка задачи трактуется как дважды связанная. Постановка задачи, в которой не учитывается изменение температуры трубки из СПФ в процессе нагружения/разгрузки, но учитывающая влияние напряжений на характерные температуры ФП, является однократно связанной.. В дальнейшем для краткости будем называть данные постановки задач механики СПФ как первая и, вторая соответственно. Работа выполнена при финансовом содействии РФФИ, проект № 14-01-00189

Постановка задачи кручения тонкостенных трубок из СПФ в режиме сверхупругости

При кручении трубок из СПФ принимается положение об отсутствии деформации сечения и гипотеза плоских сечений для полных деформаций. Рассмотрение задачи ведется в цилиндрической системе координат r, z, φ в рамках модели нелинейного деформирования СПФ при фазовых и структурных превращениях [2-5]. При кручении отличными от нуля будут только касательные напряжения $\tau_{z\varphi}$. В дальнейшем для краткости индекс у $\tau_{z\varphi}$ будет опускаться. Так, касательные напряжения связаны с действующим крутящим моментом на основе следующего соотношения:

$$\tau = M / 2\pi R^2 \delta \quad (1)$$

здесь M – внешний крутящий момент, G – модуль сдвига, R, δ – радиус срединной поверхности и толщина трубки соответственно.

При решении задачи не учитываются температурные и объемные деформации, тогда на случай кручения полные деформации системы определяются, как приведено ниже:

$$\gamma = \gamma^e + \gamma^{phst} \quad (2)$$

здесь γ^e – упругая деформация:

$$\gamma^e = \tau / G(q), \quad 1 / G(q) = q / G_M + (1 - q) / G_A \quad (3)$$

где $G_{A,M}$ – модуль сдвига аустенитной и мартенситной фазы соответственно, q – параметр фазового состава (объемная доля мартенситной фазы).

Приращение неупругих деформаций вычисляется на основе следующего уравнения:

$$d\gamma^{phst} = d\gamma^{ph} + d\gamma^{st} \quad (4)$$

Приращение фазовых деформаций при $dq > 0$, определяется, как приведено ниже:

$$d\gamma^{ph} = \sqrt{3}\omega^+ dq \quad (5)$$

$$\omega^+ = \rho_d (1 - qf(q)) F_1(\sqrt{3}\tau) + f(q) \gamma^{phst} / \sqrt{3} \quad (6)$$

При $dq < 0$:

$$d\gamma^{ph} = \sqrt{3}\omega^- dq, \quad \omega^- = \gamma^{phst} / \sqrt{3}q \quad (7)$$

Приращение структурных деформаций, как при $dq > 0$, так и при $dq < 0$ определяется на основе следующего уравнения:

$$d\gamma'' = 3\rho_d q F_2'(\sqrt{3}\tau) d\tau \quad (8)$$

Уравнение (8) правомерно при $d\tau > 0$ и $\tau \geq \tau_{\max}$, иначе $d\gamma'' = 0$.

Здесь ρ_d – интенсивность кристаллографической деформации фазового превращения, $F_1(\sqrt{3}\tau), F_2(\sqrt{3}\tau)$ – функции распределения интенсивности микронапряжений в аустенитном и мартенситном состоянии соответственно, штрих у функции F_2 обозначает производную, $f(q)$ – материальная функция, определяющая вклад в приращение фазовой деформации процессов зарождения и развития мартенситных элементов.

Для определения параметра фазового состава используется приведенный ниже блок уравнений:

$$q = (1 - \cos(\pi t_\sigma)) / 2 \quad (9)$$

$$t_\sigma = (M_s^\sigma - T) / (M_s^0 - M_f^0) \text{ при } dq > 0 \quad (10)$$

$$t_\sigma = (A_f^\sigma - T) / (A_f^0 - A_s^0) \text{ при } dq < 0 \quad (11)$$

$$M_s^\sigma = M_s^0 + \sqrt{3}\tau\omega^+ / \Delta S \quad (12)$$

$$A_f^\sigma = A_f^0 + \sqrt{3}\tau\omega^- / \Delta S \quad (13)$$

Здесь M_s, M_f, A_s, A_f – температуры начала и окончания прямого/обратного мартенситного превращения, верхний индекс 0 соответствует случаю отсутствия напряжений, σ – наличию напряжений, ΔS – скачек объемной плотности энтропии при переходе от мартенситного состояния к аустенитному.

Актуальная температура трубки находится из уравнения энергетического баланса [6-8], которое в общем виде, после введения в него слагаемого, связанного с конвективным теплообменом с окружающей средой, имеет следующий вид:

$$C_\sigma \dot{T} - (\Delta U_0 + \omega\sqrt{3}\tau)\dot{q} - \rho_d q F_2'(\sqrt{3}\tau)3\tau\dot{\tau} + h_x \Delta T / \delta = 0 \quad (14)$$

Здесь ΔU_0 – скачек объемной плотности внутренней энергии при переходе от мартенситного состояния к аустенитному, C_σ – теплоемкость единицы объема при постоянном напряжении, h_x – коэффициент теплопередачи, ΔT – разность температур между трубкой из СПФ и окружающей средой. Точка обозначает производную по времени.

Уравнения (1-14) позволяют по заданному закону изменения τ определить напряженно-деформированное состояние трубки из СПФ в процессе нагружения/разгрузки и представляют собой первую постановку задач механики СПФ (дважды связанная). Вторая постановка не рассматривает изменение температуры трубки из СПФ в процессе нагружения/разгрузки, при этом уравнение (14) не используется. Температура трубки равна температуре окружающей среды. В рамках третьей модели, также не используется уравнение (14), но и соотношения (12,13) изменяются так, что:

$$M_s^\sigma = M_s^0, \quad A_f^\sigma = A_f^0 \quad (15)$$

Результаты

При решении поставленной задачи использованы следующие безразмерные переменные и параметры материала, соответствующие СПФ типа равноатомного никелида титана: $s = \sqrt{3}\tau / \sigma_0$, $\delta S = (M_s^0 - M_f^0) \Delta S \sigma_0^{-1}$, $t_0 = T / T_{env}$, T_{env} – температура окружающей среды. Функция F_1 представляет собой экспоненциальное распределение $F_1(\sqrt{3}\tau) = \Phi_1(\sqrt{3}\tau / \sigma_0) = 1 - \exp(-s)$, а Функция F_2 – распределение Вейбулла, $F_2(\sqrt{3}\tau) = \Phi_2(\sqrt{3}\tau / \sigma_0) = 1 - \exp(-s^2)$. В работе принимается $f(q) = a_0 = 0$, $\lambda = G_A / G_M = 3.42$, $s_{0A} = \sigma_0^+ / G_A = 0.0046$, $s_{0M} = \sigma_0^- / G_M = 0.0139$, $\delta = 1$ мм.

На рисунке 1 приведены кривые сверхупругости $s - \gamma$. Здесь сплошная, штриховая и пунктирная тонкие линии соответствуют модели номер один, за той разницей, что получены они для $T_{env} = 343, 353$ и 363 К соответственно. При этом скорость нагружения $\dot{\lambda} = 0.5$ МПа/с, коэффициент теплообмена $h_x = 20$ Вт/(м²·К). Жирные линии соответствуют модели номер два (изотермическая задача) и имеют аналогичный порядок расположения.

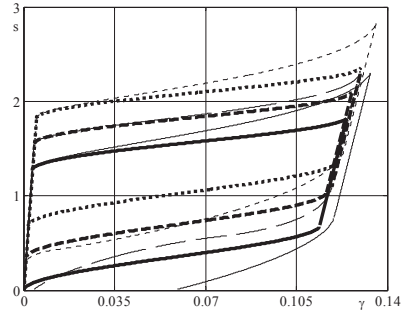


Рис.1. Кривые сверхупругости.

Из рисунка 1 видно, что учет при решении полного объема термомеханических свойств СПФ, а также теплообмена с окружающей средой, существенно меняют характер кривых сверхупругости. Так, отмечается повышение величины безразмерных напряжений s на момент окончания прямого мартенситного превращения. Кроме этого, в случае неизотермической задачи отмечается наличие остаточных деформаций при разгрузке до нуля. Это объясняется тем, что в процессе разгрузки температура трубки из СПФ падает ниже величины A_f^0 , что вызвано поглощением латентного тепла ФП.

На рисунке 2 приведены кривые сверхупругости, полученные при использовании модели номер один. Здесь сплошная линия соответствует $\lambda = 0.1$ МПа/с, штриховая – $\lambda = 0.5$ МПа/с, пунктирная – $\lambda = 1$ МПа/с, штрих-пунктирная – $\lambda = 2$ МПа/с. Моделирование выполнено при $h_0 = 20$ Вт/(м²·К). Сплошная жирная линия – решение адиабатической задачи при бесконечно большой скорости нагружения.

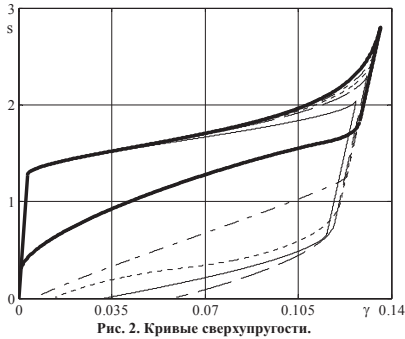


Рис. 2. Кривые сверхупругости.

На основании рисунка 2 можно заключить, что повышение λ приводит к росту s на момент окончания прямого мартенситного превращения и уменьшению остаточных фазово-структурных деформаций, вследствие существенного нагрева трубки из СПФ в процессе нагружения. При этом следует отметить, что в случае адиабатической задачи диссипация энергии (площадь под кривой сверхупругости) минимальна.

На рисунке 3 приведены кривые, представляющие собой зависимости параметр фазового состава q – безразмерный параметр температуры t_0 и расположены согласно правилу, установленному для рисунка 2. Данные кривые отражают изменение температуры трубки из СПФ в процессе протекания в ней, вызванного ростом и снятием механических напряжений, прямого и обратного ФП.

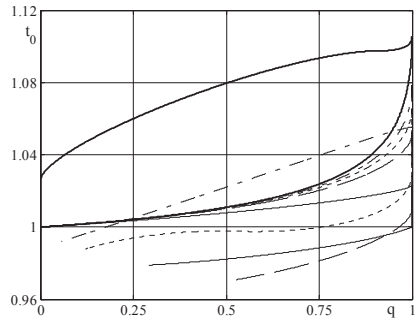


Рис. 3. Зависимости $q - t_0$.

1. Лихачев В.А., Кузьмин С.Л., Каменцева З.П. Эффект памяти формы. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1987. – 216 с.
2. 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.
3. Мовчан А.А., Мовчан И.А., Сильченко Л.Г. Влияние структурного превращения и нелинейности процесса деформирования на устойчивость стержня из сплава с памятью формы // Известия РАН. МТТ – 2010. – №6. – С.137-147.
4. Мовчан А.А., Сильченко Л.Г., Сильченко Т.Л. Учет явления мартенситной неупругости при обратном фазовом превращении в сплавах с памятью формы // Известия РАН. МТТ – 2011. – №2. – С.44-56.
5. Мишустин И.В., Мовчан А.А. Моделирование фазовых и структурных превращений в сплавах с памятью формы, происходящих под действием монотонно меняющихся напряжений // Известия РАН. МТТ – 2014. – №1. – С.37-53.
6. 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.
7. Мовчан А.А., Казарина С.А. Материалы с памятью формы как объект механики деформируемого твердого тела: экспериментальные исследования, определяющие соотношения, решение краевых задач // Физическая мезомеханика – 2012. – Т.15. – №1. – С.105-116.
8. Саганов Е.Б. Решение дважды связанной задачи кручения тонкостенных трубок из сплава с памятью формы в режиме сверхупругости // Механика композиционных материалов и конструкций – 2015. – Т. 21, №4. – С. 549-563.

ЧИСЛЕННАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ И АНАЛИЗ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПУЛТРУЗИИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ПКМ

Сафонов А.А.^{1,*}, Саратов А.А.², Бондарчук Д.А.¹

¹Сколковский институт науки и технологии, Москва, Россия; ^{*}a.safonov@skoltech.ru;

²ООО «Датадванс», Москва, Россия;

Аннотация: Целью данного исследования является разработка методов оптимизации и численного анализа чувствительности параметров процесса пултрязи, прогнозирование изменения остаточных деформаций в изделии с течением времени на примере швеллера и влияния их на собираемость конечной конструкции.

Ключевые слова: пултрязи, оптимизация технологических параметров, прогнозирование изменения остаточных деформаций во времени, Abaqus, pSeven.

Описание процесса моделирования

Для того, чтобы адекватно описать изменения, происходящие в заготовке в процессе пултрязи, следует принимать во внимание следующие явления: передачу тепла в композиционном материале, химическую реакцию отверждения, внутреннее высвобождение энергии в ходе химической реакции, температурные и химические деформации внутри заготовки, тепловой и механический контакт с поверхностью пресс-формы, изменения термических и механических свойств композиционного материала в результате фазовых превращений в смоле. Математическая модель, учитывающая данные явления основана на работах [1, 2, 3, 4].

Модель реализована в среде ABAQUS с помощью механизма подпрограммы пользователя [5,6]. В виду того, что процессы полимеризации в термореактивных композиционных материалах происходят в течение длительного периода времени, их моделирование осуществлялось с использованием неявного решателя ABAQUS Standard. Уравнения теплопроводности решались с помощью стандартных инструментов ABAQUS. Для интегрирования уравнения кинетики отверждения использовался неявный двухступенчатый метод Эйлера – Коши. Результат моделирования – распределение перемещений- представлен на рис.1.

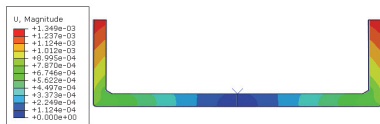


Рис. 1. Распределение полей перемещений.

На рисунке рис.2. показана форма швеллера после остывания. Для наглядности реальные перемещения увеличены в 20 раз.

Анализ влияния остаточных напряжений и деформаций в швеллерах на собираемость конструкции моста проведен при помощи программ Abaqus и Solidworks.

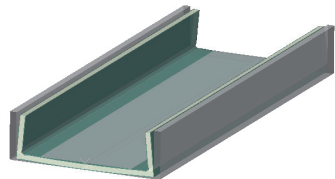


Рис. 2. Деформированный швеллер после полимеризации в фильере и остывания.

Оптимизация и анализ чувствительности процесса пултрязи

Основной задачей оптимизации параметров технологического процесса является максимизация скорости вытяжки с целью повышения производительности процесса при соблюдении ограничений по температуре, деформации и качеству изделия.

В качестве ограничений, рассматриваемых в данном исследовании, используются поперечное напряжение в изготавливаемом профиле, максимальная температура материала и минимальная степень отверждения на выходе из формообразующего блока (фильеры). Поперечные напряжения измеряются в точках с максимальными значениями, расположенных на внутренних и внешних сторонах области изгиба. Для контроля деформации профиля используется максимальный угол пружинных деформаций.

Исследование выполнялось в два этапа: для изучения поведения модели и анализа чувствительности был выбран равномерный план экспериментов; для построения фронта Парето в координатах скорость / деформация решалась задача двухкритериальной оптимизации. С целью автоматизации исследований модели в программном пакете pSeven была создана расчетная цепочка оптимизации.

В качестве параметров оптимизации использовались начальная температура смолы, температуры в зонах 1 и 2 формообразующего блока и скорость вытяжки. Рассматриваемые технологические параметры и их ограничения представлены в табл. 1. На стадии планирования эксперимента с помощью метода латинского гиперкуба была получена выборка из 45 точек. Для оценки того, как вариации результатов модели могут быть приписаны вариациям

входных данных модели, выполнялся анализ чувствительности.

Табл. 1. Технологические параметры и ограничения.

Параметр	Начальное значение	Нижняя граница	Верхняя граница	Описание
T_0 , °C	50	20	50	Начальная температура материала
T_1 , °C	150	120	160	Температура в зоне 1
T_2 , °C	190	150	190	Температура в зоне 2
U , mm/s	1.0	0.75	1.25	Скорость вытяжки

Реализованный алгоритм обеспечивает оценку для ранжирования характеристик в порядке их значимости и позволяет приблизительно оценить степень, в которой данная характеристика является более или менее значимой по сравнению с другими [7].

Полученные результаты представлены на рис.3.

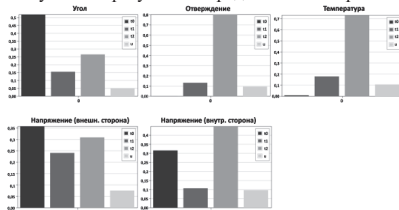


Рис. 3. Анализ чувствительности: рейтинговая оценка.

В ходе работы была построена аппроксимационная модель, основанная на гауссовских процессах, с максимальной среднеквадратической ошибкой (на обучающей выборке), составляющей 0,04. Поскольку одной из задач оптимизации является уменьшение деформаций, было выполнено исследование распределения значений угла пружинных деформаций по пространству параметров.

На рис.4. представлены значения угла деформации (в градусах) в координатах $T_1 - T_2$ для различных значений начальной температуры и скорости вытяжки.

Максимальное значение угла пружинных деформаций составляет всего $0,5^\circ$, при этом для почти половины возможных конфигураций это значение не превышает $0,25^\circ$. Поскольку увеличение скорости вытяжки не приводит к значительным деформациям, можно обоснованно ожидать, что фронт Парето для задачи оптимизации зависимости угла деформаций от скорости будет иметь плоский вид.

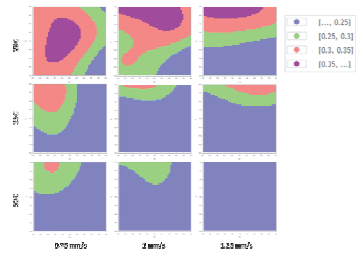


Рис. 4. Вариации угла пружинных деформаций.

Значения ограничений для задачи оптимизации приведены в табл. 2.

Табл. 2. Значения ограничений.

Ограничение	Условие	Мотивация
T_{max} , °C	<190	Предотвращение термической деградации
Степень отверждения	$>0,95$	Обеспечение требуемого качества изделия
Напряжение на внутренней стороне, МПа	<11	Предотвращение растрескивания
Напряжение на внешней стороне, МПа	<11	Предотвращение растрескивания

Аппроксимационная модель позволяет визуализировать различные области нарушения ограничений. Области нарушений в координатах $T_1 - T_2$ для различных значений начальной температуры и скорости вытяжки представлены на рис.5.

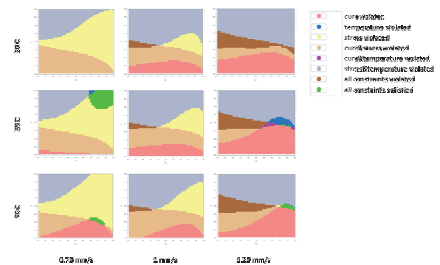


Рис. 5. Области нарушения ограничений.

Как показывает исследование, нахождение удовлетворительных конфигураций возможно, однако допустимая область является весьма небольшой. Это означает, что фронт Парето для задачи оптимизации может стать вырожденным.

В ходе исследования решалась задача двухкритериальной оптимизации. Целью оптимизации является минимизация угла пружинных деформаций и максимизация скорости вытяжки. Для решения задачи применялся алгоритм многокритериальной супрогатной оптимизации (Multi-Objective Surrogate-Based Optimization, MOSBO). Одной из

основных особенностей реализации алгоритма MSBO в пакете pSeven [7] является возможность выделения вычислительного бюджета (числа оценок модели). В общей сложности для нахождения фронта Парето было выполнено 80 оценок, включая 45 начальных точек данных. Полученные результаты представлены на рис. 6.

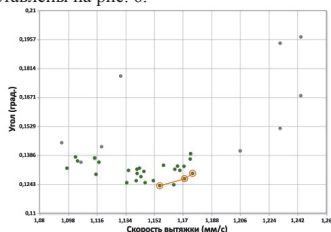


Рис. 6. Результаты оптимизации (увеличенный вид).

Табл. 3. Сравнение начальной и оптимальной конфигураций.

Параметры и критерии	Начальная конфигурация	Оптимальная конфигурация
T0, °C	50	44
T1, °C	150	160
T2, °C	190	168
U, мм/с	1	1,18
Угол пружинных деформаций, град.	0,24	0,13
Ограничения		
Tmax, °C	195	189
Степень отверждения	0,99	0,96
Напряжение на внутренней стороне, МПа	11	11
Напряжение на внешней стороне, МПа	9	8

Зеленый — граничные значения параметра, желтый — нарушение ограничений, серый — границы ограничений. Сравнение показывает, что значительное увеличение скорости вытяжки было достигнуто при соблюдении температурных ограничений.

Выводы

Был представлен метод численного оптимизации и анализа чувствительности параметров процесса пултрузии. Математическая модель процесса была создана для описания распределения температурного поля, степени отверждения и напряженно-деформированного состояния в изделии в течение процесса пултрузии, а также для определения изменения деформаций в изделии (после изготовления) с течением времени. Проведен анализ влияния технологических приспособлений на угол пружинных деформаций и оценено влияние остаточных напряжений в изделии на собираемость конечной конструкции.

Для численной оптимизации и анализа чувствительности параметров процесса автоматизированной схемы моделирования была разработана в pSeven DSX. В общей сложности для нахождения фронта Парето было выполнено 80 оценок. В итоге максимальная скорость вытяжки, удовлетворяющих

Фронт Парето выглядит практически вырожденным по отношению к полному диапазону. Поскольку все Парето-конфигурации демонстрируют очень малые значения угла деформаций, задача оптимизации практически становится однокритериальной. Скорость вытяжки ограничивается значениями напряжения, при этом максимальная полученная скорость на 18 % превышает начальную скорость.

Сравнение начальной и оптимальной конфигураций (включая максимальную скорость вытяжки) представлено в табл. 3.

всем ограничениям, на 18 % превышает начальную скорость.

1. Baran, I., Tutum, C. C., Nielsen, M. W., Hattel, J. H. "Process induced residual stresses and distortions in pultrusion." Composites Part B 15 (2013): 148-161.
2. Johnston, Andrew A. An integrated model of the development of process-induced deformation in autoclave processing of composites structures. Ph.D. thesis, The University of British Columbia, Vancouver, 1997.
3. Svanberg, J. M., Holmberg, J. A. "Prediction of shape distortions. Part I. FE implementation of a path dependent constitutive model." Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 35 (6) (2004): 711-712.
4. Bogetti, T. A., Gillespie, J. W. Jr. "Process-Induced Stress and Deformation in Thick-Section Thermoset Composite Laminates". Journal of Composite Materials 26 (5) (1992): 626-660.
5. ABAQUS PDF Documentation, Abaqus User's Manual Part I-VII. DS Simulia, 2013.
6. Barbero, Ever J. Finite Element Analysis of Composite Materials using Abaqus. CRC Press, 2013.
7. pSeven Core documentation 2016, Surrogate-Based Optimization <https://www.datadadvance.net/product/macros/manual/5.2/guide/gtopt/sbo.html>

ПРИМЕНЕНИЕ ЭФФЕКТА БАУШИНГЕРА ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ХРАНЕНИИ В НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВОЛОКНИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Саяпин С.Н.^{1,2,*}

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия; ²МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; *S.Sayapin@rambler.ru.

Аннотация: Рассмотрена проблема возникновения необратимых остаточных деформаций, возникающих в элементах конструкций из волокнистых полимерных композиционных материалов (ВПКМ) после снятия длительной и непрерывной однонаправленной нагрузки. Приводятся примеры возникновения остаточных деформаций в космических конструкциях из ВПКМ и новый способ длительного хранения в напряженном состоянии элементов конструкций из ВПКМ, разработанный на основе применения эффекта Баушингера.

Ключевые слова: длительное хранение конструкций из углепластика под нагрузкой, остаточные деформации в углепластике, знакопеременная нагрузка, эффект Баушингера в углепластике, снижение остаточных деформаций.

Введение

Благодаря более высоким по сравнению с металлами и их сплавами удельными прочностными и жесткостными характеристиками, низкой стоимости, высокой степени технологичности и ремонтпригодности, а также другим преимуществам, наблюдается устойчивая тенденция к максимальной замене металлических конструкций на конструкции из ВПКМ. Особенно это относится к применению ВПКМ в авиационной и космической технике. При этом, в отличие от авиационных, орбитальные конструкции не имеют возможности для проведения регламентных и ремонтно-восстановительных работ в процессе их эксплуатации. В связи с этим предъявляются высокие требования к геометрической стабильности космических конструкций в условиях орбитального полета. Особенно это относится к крупногабаритным космическим конструкциям из ВПКМ, формообразующие элементы которых в сложном положении зачастую находятся в напряженном состоянии. В тоже время при длительном хранении формообразующих элементов конструкций из ВПКМ под нагрузкой, после ее снятия наблюдаются необратимые остаточные деформации, которые приводят к снижению геометрической точности конструкции в рабочем положении и учитываются в расчетах [1, 2]. Так, например, в разработанной фирмой Lockheed Missiles and Space Company (LMSC, США) базовой концепции развертываемой реберной конструкции космической антенны (Wgar-gib antenna concept), рефлектор образован упругими радиальными ребрами из графитопоксидного ВПКМ с параболическим профилем, между которыми натянуто гибкое радиоотражающее сетеполотно (рис. 1, а) [3]. Корневой частью радиальные ребра жестко прикреплены к ободу ступице, вокруг которой они сворачиваются в транспортное положение и фиксируются. При этом развертывание ребер рефлекторов диаметром менее 25 метров происходит под действием упругих сил деформированных ребер, а рефлекторы больших размеров снабжены специальными приводами свертывания (развертывания) ребер (рис. 1, б). При этом, промежуток времени между свертыванием и развертыванием графитопоксидных ребер рефлектора, когда

они находятся в напряженно-деформированном состоянии, может быть длительным. Так, например, в работе [4] приведены данные, согласно которым при длительном хранении в свернутом положении плоской графитопоксидной нервюры проявляются упруговязкие деформации, которые по истечении 7 суток после развертывания восстанавливаются на 80%. Аналогичные необратимые остаточные деформации имели место в упруго возвращаемом рефлекторе из графитопоксидного ВПКМ антенны спутниковой системы TDRS-1, созданной фирмой Boeing Satellite Systems (США) (рис. 1, в). Эти деформации входили в состав суммарного значения среднеквадратического отклонения рабочей поверхности рефлектора от теоретической [5]. Таким образом, задача снижения значений необратимых упруговязких остаточных деформаций, возникающих в элементах конструкций из ВПКМ после снятия длительной и непрерывной однонаправленной нагрузки, является актуальной. Ниже приводится новый способ, направленный на решение данной задачи [1, 2].

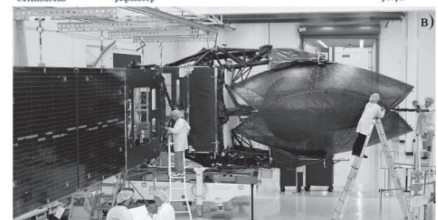
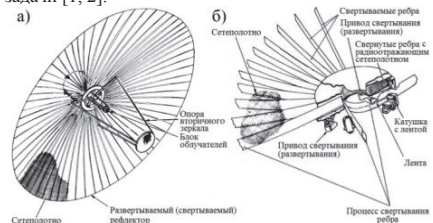


Рис. 1. Описание способа длительного хранения конструкций из ВПКМ в напряженном состоянии

В основу способа положена одна из простейших стеклодувных операций – равномерное враще-

ние заготовки в пламени горелки или в печи, предотвращающее сдвиг массы размягченного стекла [6]. Однако, в реальных элементах конструкций из ВПКМ преобразовать однонаправленную нагрузку, например от действия силы тяжести, в знакопеременную путем организации их равномерного вращения, как правило, не представляется возможным или крайне затруднено. Поэтому для решения данной проблемы применен эффект Баушингера, заключающийся в снижении пределов пропорциональности, упругости и текучести материалов в результате изменения знака нагружения, если первоначальная нагрузка вызывала наличие пластической деформации [7]. В настоящее время эффект Баушингера обнаружен практически у всех исследованных кристаллических тел, включая твердые полимеры, ВПКМ, а также металл-углеродноволокнистые композиты с полимерным связующим и считается одной из особенностей деформированного состояния материалов [8-12]. Согласно эффекту Баушингера, после предварительной малой упругой деформации противоположного знака, уменьшается сопротивление материала пластической деформации. Поэтому в конструкциях, как правило, исключают циклическое нагружение в пластической области. Тем не менее, при малоцикловой нагрузке эффект Баушингера может быть применен для уменьшения остаточных деформаций в подобных конструкциях из углепластика путем предварительного нагружения с обратным знаком. При этом углепластик имеет два этапа пластической деформации. Первый – за счет взаимодействия дислокации с волокнами, когда реальный эффект Баушингера может наблюдаться при повторных испытаниях на растяжение. Второй этап, связанный с разрывом углеродных волокон, возникает после деформации составляющей около 0,6% от общей.

Рассмотрим пример применения эффекта Баушингера в предлагаемом способе снижения остаточных деформаций в элементах конструкций из ВПКМ после их длительного хранения под нагрузкой [1, 2]. На рис. 2 изображена эволюция консольной балки из ВПКМ до и после ее нагружения при хранении без применения рассматриваемого здесь способа (а) и то же, но с использованием указанного способа хранения (б). Суть способа заключается в том, что предварительно на образцах-свидетелях из ВПКМ определяют величину эффекта Баушингера, затем в процессе хранения меняют знак нагрузки на противоположный, а величины нагрузки и продолжительность обоих этапов хранения определяют из соотношений:

$$P_1 = P_2 [\sigma_{\text{пл}} / (\sigma_{\text{пл}} - \sigma_{\text{с}}^*)] \text{ при } T_1 = T_2, \quad (1)$$

$$T_1 = T_2 [\sigma_{\text{пл}} / (\sigma_{\text{пл}} - \sigma_{\text{с}}^*)] \text{ при } P_1 = P_2, \quad (2)$$

где P_1, P_2 - нагрузка на соответствующих этапах хранения; T_1, T_2 - продолжительность соответствующих этапов хранения; $\sigma_{\text{пл}} / (\sigma_{\text{пл}} - \sigma_{\text{с}}^*)$ - величина эффекта Баушингера; $\sigma_{\text{пл}}$ - предел упругости образца-свидетеля из ВПКМ; $\sigma_{\text{с}}^*$ - предел упругости

того же образца-свидетеля при приложении нагрузки противоположного знака.

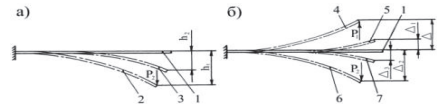


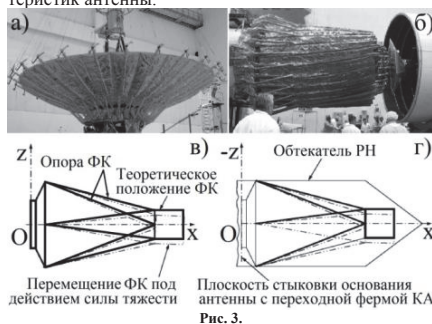
Рис. 2.

Без применения предлагаемого способа балка из ВПКМ до приложения нагрузки при хранении силой P_2 занимает положение 1 (рис. 2, а), под нагрузкой силой P_2 - положение 2, при этом балка деформируется на величину h_2 , затем после снятия нагрузки балка восстанавливается в течение времени до положения 3 (прогиб равен h_2). В предлагаемом способе величина прогиба h_2 ниже (рис. 2, б). Для этого на образце-свидетеле балки из ВПКМ определяют предел упругости $\sigma_{\text{пл}}$, затем образец-свидетель подвергают воздействию нагрузки противоположного знака, после чего вновь определяют предел упругости $\sigma_{\text{с}}^*$. Далее определяют величину эффекта Баушингера $\sigma_{\text{пл}} / (\sigma_{\text{пл}} - \sigma_{\text{с}}^*)$. Перед хранением элемент из ВПКМ, например, консольную балку нагружают усилием P_1 , определяемым из соотношения (1), противоположного знака, чем нагрузка P_2 при хранении в течение времени, равного времени хранения. При этом балка деформируется на величину Δ (рис. 2, б, положение 4). Затем консольную балку разгружают, при этом в ней возникают остаточные деформации Δ_1 (положение 5), направленные в противоположную сторону от направления предстоящей нагрузки при хранении. Под действием нагрузки при хранении P_2 балка деформируется в противоположную сторону на величину Δ_2 (положение 6), а после снятия нагрузки восстанавливается до величины Δ_3 (положение 7), что ниже, чем без применения предлагаемого способа хранения ($\Delta_3 < h_2$).

Предлагаемый способ можно применить для случая приведенного выше и описанного в работе [4] следующим образом. Перед хранением плоской графитоокисидной нервуры под нагрузкой, закрученной вокруг ступицы на 7 суток (T_2), ее закручивают вокруг ступицы в противоположном направлении и выдерживают в течение времени T_1 , определяемого из соотношения (2).

Другим примером применения способа может быть случай, когда высокоточное изделие из ВПКМ, например закрепленная консольно прецизионная складная антенна из ВПКМ помещена в напряженном состоянии под обтекатель ракеты-носителя (РН) (рис. 3, а) [1, 13]. При этом следует отметить, что цикл от момента помещения изделия под обтекатель РН до ее старта может быть равен нескольким месяцам, включая время контрольных проверок, проводимых до «накатки» обтекателя РН на космический аппарат (КА) с антенной (рис. 3, б). В данном примере из-за консольного расположения опор из

ВПКМ фокального контейнера (ФК) под действием силы тяжести ФК и связанного с ним сложенного рефлектора антенны в них возникают высокие значения напряжений, приводящие к деформациям опор и «уходу» облучателей ФК из фокуса (рис. 3, в). Т.к. в таком консольном положении изделие может находиться до нескольких месяцев, то в результате ползучести полимерного материала, после вывода изделия на орбиту, в условиях невесомости, облучатели не вернуться в теоретическую точку фокуса [1], что приведет к снижению радиотехнических характеристик антенны.



Снизить величину остаточных деформаций можно применив предлагаемый способ. Для этого предварительно перед «накаткой» обтекателя на изделие, консольно закрепленное изделие следует повернуть на 180° вокруг продольной оси OX и в этом положении выдержать в течение времени T_1 (рис. 3, б). При этом время нахождения изделия под обтекателем равно времени T_2 . Так, например, если T_2 равно 3 месяцам, а величина эффекта Баушингера равна 0,95, то $T_1 = T_2 \times 0,95 = 3 \times 0,95 = 2,85$ месяцам, т.е. во время проведения контрольных проверок изделия, оно будет повернуто на 180° вокруг продольной оси OX относительно положения, которое изделие займет под обтекателем РН.

В случаях, когда прецизионные изделия из ВПКМ под напряжением, вызванным действием силы тяжести, в таре авторами предлагается в процессе хранения изделия производить кантование тары вместе с ним на 180° . При этом напряжения в изделии поменяют знак на противоположный. Кантование следует производить через время T_1 с момента упаковки изделия в тару. Для данного случая выработаны следующие общие рекомендации:

- количество перенапряжений при хранении должно быть минимальным (т.к. прочность при циклической нагрузке ниже, чем при статической);
- для получения более низких величин остаточных деформаций после длительного хранения следует учитывать условия хранения, т.е. время T принимать равным времени, при котором изделие хранится в одних и тех же условиях (влажность, температура и т.д.) и соответственно

перенапряжение (изменение знака нагрузки на противоположный) необходимо производить для каждого одинаковых условий отдельно, например:

$$T^{\text{т}} = T_1^{\text{т}} + T_2^{\text{т}} - \text{время нахождения в хранилище};$$

$$T^{\text{от}} = T_1^{\text{от}} + T_2^{\text{от}} - \text{время нахождения на открытой}$$

$$\text{площадке}; T^{\text{от}} = T_1^{\text{от}} + T_2^{\text{от}} - \text{время нахождения}$$

изделия под обтекателем РН.

Таким образом, предлагаемый новый способ длительного хранения в напряженном состоянии прецизионных элементов конструкций из ВПКМ, разработанный на основе применения эффекта Баушингера, позволит снизить величину необратимых остаточных деформаций изделий, проявляемых после снятия длительной и непрерывной однонаправленной нагрузки.

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. Способ хранения элементов конструкций из волоконных полимерных композиционных материалов. Авторское свидетельство СССР на изобретение № 1718014. Опубл. 07.03.1992, Бюл. № 9.
3. Russell R.A., Campbell T.G., Freeland R.E. A technology development program for larges space antennas. NASA-TM-81902 19810003645. NASA, Langly Research Center, Hampton, Virginia (USA). - 1980.
4. Исследование конструкции развертываемых антенн из графитополосидных композиционных материалов. Эксперс-информация. Астронавтика и ракетодинамика. 1979, №9, с. 24-24.
5. Tan L.T., Pellegrino S. Ultra thin deployable reflector antennas. American Institute of Aeronautics and Astronautics Paper 2004-1730. Pp 1-10.
6. Зимин В.С. Стеклодувное дело и стеклянная аппаратура для физико-химического эксперимента. М., «Химия», 1972.
7. Bauschinger, I. "Mitteilung XV aus dem Mechanisch Technischen Laboratorium" / Bauschinger I. - München - 1886 - 116.
8. Rolfe S.T., Haak R.P., and Gross J.H. Effect of State-of-Stress and Yield Criterion on the Bauschinger Effect / Journal of Basic Engineering / Vol. 90. Series D, Num. 3, 1968, pp. 88-95.
9. Уорд И. Механические свойства полимеров. М., «Химия», 1975.
10. M. Hagenbeek, C. Van Hengel, O. J. Bosker, and C. A. J. R. Vermeeren. Static Properties of Fibre Metal Laminates // *Applied Composite Materials*, 2003, Num. 10, pp. 207-222.
11. P. Fleischmann, Y. Kagawa, R. Fougères, "Measurement and analysis of the stiffness and Bauschinger effect during loading and unloading of a carbon fiber and aluminum matrix composite". In book "Developments in the science and technology of composite materials". Proceedings of Fourth European conference on composite materials ECCM4, September 25-28, 1990 Stuttgart-F.R.G. ELSEVIER SCIENCE PUBLISHING CO. INC., 1990, pp. 275-280.
12. D. J. A. Senden, J. A. W. Van Dommelen, and L. E. Govaert, Strain Hardening and Its Relation to Bauschinger Effects in Oriented Polymers // *Journal of Polymer Science: Part B: Polymer Physics*, Vol. 48, 2010, pp. 1483-1494.
13. Архипов М.Ю., Виноградов И.С., Кардашев Н.С., Усюкин В.И. «Радиоастрон»-вклад в проект сотрудничества кафедры СМ-1 МГТУ им. Н.Э. Баумана и АКЦ ФИАН // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. «Машиностроение», Спецвыпуск «Крупногабаритные трансформируемые космические конструкции и материалы для перспективных ракетно-космических систем», 2012, с. 49-59.

ОЦЕНКА МЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ В ПРОЦЕССЕ НЕУПРУГОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ ПО СТЕПЕНИ НЕПОВРЕЖДЕННОСТИ МАТЕРИАЛА, ОПРЕДЕЛЯЕМОЙ МЕТОДОМ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ. ИНЖЕНЕРНОЕ ПРИЛОЖЕНИЕ.

Северов П.Б.

ИМАШ РАН, Москва, Россия; alpinprom@yandex.ru

Аннотация: представлена экспериментальная методика оценки степени неповрежденности образцов из многослойного углепластика, вырезанных по направлению укладки волокон, по акустико-эмиссионным отображениям процессов неупругого деформирования и разрушения при квазистатическом и повторно статическом растяжении.

Ключевые слова: слоистые углепластики, неупругое деформирование, разрушение, акустическая эмиссия, степень неповрежденности.

Методология неупругого деформирования и разрушения твердых тел и сред в процессе их эволюции [1] позволяет в приложении к исследованиям поведения многослойных углепластиков в полях приложенных усилий концептуально объединять различные проблемные аспекты, присущие этому классу современных материалов. На базе синхронных измерений механических и акустико-эмиссионных характеристик при квазистатическом и повторно статическом растяжении образцов из многослойного однонаправленного углепластика, вырезанных по направлению укладки волокон, показана возможность оценки степени неповрежденности таких материалов по акустико-эмиссионному отображению процессов их неупругого деформирования и разрушения.

Рабочая область образцов специально формировалась корсетной с целью локализации в ней зоны деформационной активности и разрушения. Квазистатическое растяжение (рис. 1) одного из образцов

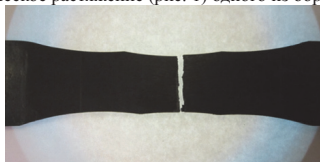


Рис. 1. Разрушенный образец из однонаправленного слоистого углепластика

проводилось с постоянной скоростью перемещения активного захвата 10 мкм/сек (рис. 2). Для однонап-

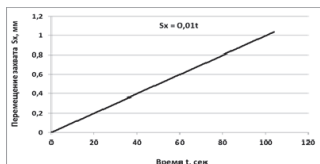


Рис. 2. Нагружение образца с постоянной скоростью перемещения активного захвата

равленных образцов, вырезанных из плиты по направлению максимальной прочности, наклон диаграммы деформирования (рис. 3) при нагруже-

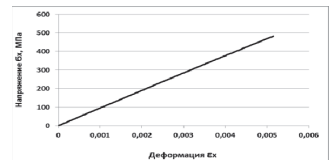


Рис. 3. Диаграмма деформирования образца
ни определяется миграцией зоны максимальной деформационной активности и разрушения образца по отношению к измерителю деформации – экстензометру. Разница (рис. 4) между определенным образцом подобранной идеально упругой $\sigma_x = \phi(\epsilon_x)$ [2]

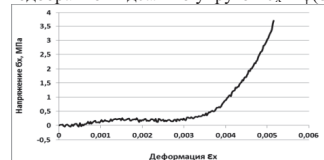


Рис. 4. Разница между идеально упругой и реальной диаграммами деформирования

и реальной диаграммами деформирования позволяет оценить рассеяние механической энергии при растяжении образца (рис. 5), изменением температуры которого при этом можно пренебречь. В даль-

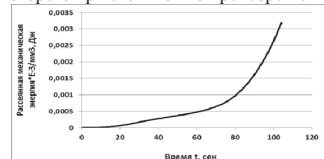


Рис. 5. Рассеянная механическая энергия на единицу объема углепластика

нейшем полученный график будет использоваться для сравнения с графиком накопления энергии АЭ импульсов на этапах неупругого деформирования и разрушения этого же образца.

Для исследования накопления рассеянных и локализованных повреждений материала во времени и их распределения по длине образца использовался метод акустической эмиссии. Рис. 6 дает возможность условно проследить три этапа неупругого де-

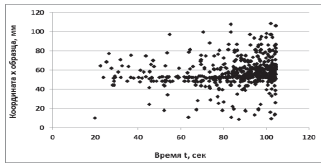


Рис. 6. Развитие процесса разрушения образца по его длине во времени

формирования и разрушения образца, механическое поведение которого рассмотрено выше: квазиравномерное накопление рассеянных повреждений во времени и в объеме материала, локализация неупругих деформаций и повреждений в пространстве, локализация 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. Макроразрушение на завершающей стадии можно представить в качестве конкурентной борьбы [3] между несколькими (в данном случае двумя) максимально поврежденными локальными зонами за право образования магистральной поперечной трещины (рис. 7). Наделенные энергией акустические импульсы

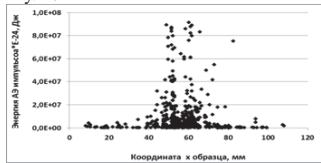


Рис. 7. Распределение энергий ($E \leq 10^{-16}$ Дж) отдельных АЭ импульсов по длине образца

более правдоподобно, по сравнению с импульсами в битовом состоянии (0 – 1, нет импульса – есть), воссоздают реальную картину процессов неупругого деформирования, накопления повреждений и разрушения напряженного материала. Особую значимость в анализе накопления повреждений имеют как традиционные процедуры суммирования во времени количества АЭ импульсов, так и развиваемое в последнее время суммирование их энергий. Используя процедуру фильтрации на различных энергетических уровнях можно получить график накопления энергии АЭ импульсов во времени (рис. 8) на более глубоком масштабном уровне (условно, мезоуровне). Сопоставление рассеянной механической

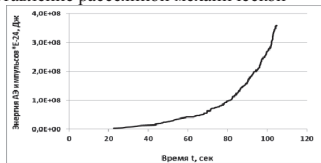


Рис. 8. Накопление энергии АЭ импульсов во времени на мезоуровне

энергии на единицу объема углепластика (рис. 5) с накоплением энергии АЭ импульсов во времени на

мезоуровне (рис. 8) представлено в нормированном виде на рис. 9. Ранее предполагалось, что о процессах неупругого деформирования и разрушения сло-

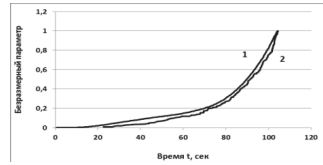


Рис. 9. Рассеянная механическая энергия на единицу объема углепластика (1) и накопление энергии АЭ импульсов во времени на мезоуровне (2)

истых углепластиков можно судить по доле рассеиваемой энергии, содержащейся в акустических импульсах. Синхронность в качественном поведении кривой рассеяния механической энергии и кривой накопления энергии АЭ импульсов [4] добавляет уверенности в том, что механическое состояние материала, оцениваемое классическим способом по диаграмме деформирования, допустимо оценивать по акустико-эмиссионным отображениям процессов неупругого деформирования и разрушения в данном случае слоистых углепластиков.

Инженерное применение оценки механического состояния конструкционных материалов в ходе эксплуатации с учетом полученных повреждений $\omega_{АЭ}$, рассчитанных по кривым накопления энергии АЭ импульсов, может заключаться в определении степени неповрежденности материала исследуемого элемента конструкции в зависимости от истории нагружения (рис. 10 и рис. 11) и его индивидуальных геометрических особенностей – концентрации напряжений (рис. 12 и рис. 13). Максимальное значение степени неповрежденности, равное единице, соответствует состоянию образца (элемента, изделия) до начала эксплуатации, а ее минимальное значение, равное нулю, указывает на полное истощение несущей способности. Кривые неповрежденности строятся в зависимости от одного из параметров эксплуатации, определяемого в качестве наиболее важного. В данном случае таким параметром выступает номинальное напряжение σ_n , но подход принципиально не изменяется при выборе параметром эксплуатации времени или количества циклов нагружения.

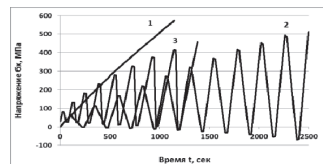


Рис. 10. Диаграммы нагружения корсетных образцов (1), (2) и (3) без концентраторов напряжений

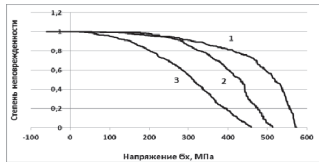


Рис. 11. Состояние корсетных образцов (1), (2) и (3) без концентраторов напряжений в зависимости от уровня номинальных напряжений

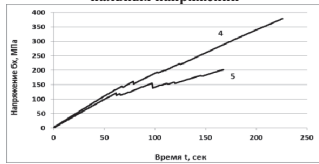


Рис. 12. Диаграммы нагружения корсетных образцов с концентраторами напряжений (с одним (4) и двумя (5) боковыми надрезами)

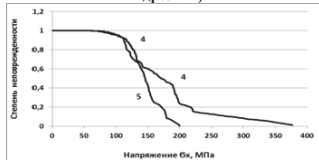


Рис. 13. Состояние корсетных образцов с одним (4) и двумя (5) боковыми надрезами в зависимости от уровня номинальных напряжений

Выводы. Методология неупругого деформирования и разрушения твердых тел и сред в процессе их эволюции [1] позволяет в приложении к исследо-

ваниям поведения многослойных углепластиков в полях приложенных усилий концептуально объединять различные проблемные аспекты, присущие этому классу современных материалов. Весьма информативным физическим методом экспериментального исследования накопления повреждений показал себя акустико-эмиссионный метод, позволяющий продемонстрировать высокую степень корреляции механических и акустико-эмиссионных событий в достаточно малых нагружаемых объектах из композиционных материалов. Синхронность в рассеянии механической энергии и суммировании энергии АЭ импульсов позволяет оценивать степень неповрежденности слоистых углепластиков по акустико-эмиссионным отображениям процессов их неупругого деформирования и разрушения.

1. Макаров П.В., Еремин М.О. Модель разрушения хрупких и квазихрупких материалов и геосред // Физическая мезомеханика. - 2013. - Т. 16. - № 1. - С. 5-26.
2. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. - М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. - 744 с.
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. - 2015. - Казань. - С. 3385-3388.
4. Северов П.Б. Эволюционный процесс накопления повреждений и последовательность этапов разрушения слоистого углепластика с концентраторами напряжений при растяжении вдоль волокон // Сборник материалов VI международной конференции «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов». - 2015. - Москва, ИМЕТ РАН. - С. 106-107.

ВЛИЯНИЕ ФИЛЬТРАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ НА НДС ТОЛСТОСТЕННЫХ НАМОТОЧНЫХ КОМПОЗИТОВ

Сергеев А.Ю.^{1,*}, Турусов Р.А.², Куперман А.М.²

¹ОАО «Композит», г. Королев, Россия; *sergeevandrey89@gmail.com;

²ФГБУН ИХФ им. Н.Н. Семенова (РАН), Москва, Россия.

Аннотация: Исследуется изменение НДС намоточного композита в процессе намотки и термообработки. Для описания процесса фильтрации жидкого связующего через волокнистый наполнитель предложена модель пористого тела, совокупность пор которого представлена в виде дискообразной щели. Получены выражения, позволяющие учесть влияние фильтрации связующего на этапе намотки и разогрева до температуры полимеризации связующего в композите. Приведено сравнение остаточных напряжений в композите, полученном с использованием связующих горячего и холодного типа.

Ключевые слова: фильтрация, дискообразная щель, пористость, остаточные напряжения, тензодатчики.

Постановка задачи:

Процесс получения намоточных композитов обычно состоит из следующих этапов: намотки пропитанного связующим армирующего элемента, разогрева полуфабриката до температуры полимеризации связующего, выдержки при температуре полимеризации, охлаждения до температуры хранения и удаления оправки, если это необходимо. На стадии намотки арматуры на оправку создаваемое тормозным устройством станка растягивающее напряжение ленты σ_φ^* переходит в пропорциональное ему сжимающее каждый предыдущий виток напряжение [1]. В работе [2] предложены выражения, описывающие НДС намоточного композита в процессе намотки исходя из рассмотрения упругого взаимодействия витков.

Однако предложенные подходы не учитывают фильтрацию связующего при намотке и дают завышенные значения напряжений внутри кольца по сравнению с экспериментом. В действительности между витками армирующего материала находится слой связующего толщиной h , воспринимающий давление от них. При этом армирующий материал имеет пористую структуру, способную пропускать связующее. Под действием перепада давлений $\Delta\sigma$, созданных на витке, связующее будет мигрировать из занимаемой им ранее полости, это приведет к уменьшению количества связующего в композите, уплотнению витков и падению напряжений, создаваемых намоткой [3].

Для описания процесса фильтрации связующего предложена модель намоточного композита на металлической оправке 0, состоящего из слоя связующего 1 толщиной g и слоя арматуры 2 толщиной $(a-b)$, совокупность пор арматуры представим в виде дискообразной щели толщиной $2h$ (рис. 1). Данная модель успешно применена для описания явлений, возникающих во время движения фронта полимеризации в намоточном толстостенном композите [4].

Так как оправка непроницаема для связующего, то фильтрация проявляется только в нормальном и касательном направлениях цилиндрической поверхности конструкции. Последнее характерно для открытых краев свободно наматываемого

композита, а в случае намотки на лабораторные оправки фильтрация в касательном направлении невозможна из-за установки промежуточных дисков, образующих желоб для намотки колец.

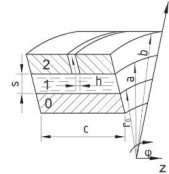


Рис. 1. Модель фильтрации связующего в намоточном композите находящемся на оправке (пояснения в тексте)

Как известно, жидкий полимер относится к классу аномальных (неньютоновских) жидкостей. Однако для описания процесса фильтрации ограничимся представлением о связующем, как о вязкой несжимаемой жидкости.

Уравнения Навье-Стокса в векторной форме имеют вид [5]:

$$\rho \cdot \left[\frac{\partial v}{\partial t} + (v \cdot \nabla) v \right] = \rho F - \text{grad}(p) + \eta \nabla^2 v \quad (1)$$

где ∇^2 - лапласиан, p - давление, v - скорость, F - объемные силы, η - динамическая вязкость связующего, ρ - плотность связующего.

В силу осевой симметрии модели удобно ввести цилиндрическую систему координат. Примем следующие допущения: течение стационарно, происходит строго вдоль координаты r , плотность и вязкость связующего постоянны, действием инерционных составляющих и объемных сил пренебрегаем. Тогда уравнение (1) запишется в виде:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \eta \cdot \left[\nabla^2 \cdot v_r - \frac{v_r}{r^2} \right] \quad (2)$$

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$$

Приведем уравнение неразрывности:

$$\text{div}(v) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho v_r r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \varphi}(\rho v_\varphi) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) = 0 \quad (3)$$

Выражение (3) в силу принятых допущений запишется в виде:

$$v_r = -r \frac{\partial v_z}{\partial r} \quad (4)$$

Интегрирование (4) дает:

$$v_r = \frac{C_1(z)}{r} \quad (5)$$

Из (2) имеем:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \eta \cdot \left[\frac{\partial^2 v_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 v_r}{\partial z^2} - \frac{v_r}{r^2} \right] \quad (6)$$

Подстановка (4) и (5) в (6) и последующее интегрирование по dz дает:

$$v_r(r, z) = \frac{\partial p}{\partial r} \frac{z^2}{2\eta} + C_2 z + C_3$$

Граничные условия запишем в виде: $v_r(\pm h) = 0$, тогда для скорости получим:

$$v_r(r, z) = \frac{\partial p}{\partial r} \cdot \frac{z^2 - h^2}{2\eta} \quad (7)$$

Подставив (5) в (7) и проинтегрировав по dr , получим:

$$p(r) = C_4 \cdot \ln r + C_5$$

$$C_4 = \frac{C_1(z) \cdot 2\eta}{z^2 - h^2}$$

Граничные условия запишем в виде:

$$p(r)|_{r=a} = p_0 \quad p(r)|_{r=b} = p_1$$

После подстановки граничных условий получим:

$$p(r) = \frac{1}{\ln\left(\frac{b}{a}\right)} \cdot \left[(p_1 - p_0) \ln r + p_0 \ln b - p_1 \ln a \right] \quad (8)$$

Подстановка (8) в (7) дает:

$$v_r(r, z) = \frac{(p_1 - p_0)}{2r \cdot \eta \cdot \ln\left(\frac{b}{a}\right)} \cdot [z^2 - h^2] \quad (9)$$

где h - половина толщины дисковой щели; b , a - внутренний и внешний радиусы намотанного витка армирующего материала, η - динамическая вязкость связующего; $p_1 - p_0 = \Delta p$ - перепад давлений на выбранном участке, r - переменный радиус.

Если толщина армирующего наполнителя $\Delta = b - a$ много меньше радиуса намотки «а», т.е. $(b - a) \ll a$, то (9) можно записать в виде:

$$v_r(r, z) = \frac{\Delta p \cdot a \cdot [z^2 - h^2]}{2 \cdot r \cdot \eta \cdot (b - a)}$$

Расход связующего через дискообразную щель:

$$Q = \frac{\pi \cdot \Delta p \cdot a^2}{\eta \cdot (b - a)} \int_0^h [z^2 - h^2] \cdot dz = \frac{2\pi \cdot \Delta p \cdot a \cdot h^3}{3\eta \cdot (b - a)}$$

Средняя скорость через сечение b :

$$v_{cp} = \frac{Q}{S_b} = \frac{\Delta p}{(b - a)} \cdot \frac{h^2}{6 \cdot \eta} \cdot \frac{a}{a + \Delta} \approx \frac{\Delta p}{(b - a)} \cdot \frac{h^2}{6 \cdot \eta}$$

Сопоставим полученное выражение с формулой Дарси, тогда выражение для коэффициента фильтрации запишется в виде:

$$k_\phi = \frac{h^2}{6 \cdot \eta} \quad (10)$$

Запишем условие равенства расхода связующего на сечениях «а» и «б»:

$$\frac{2\pi \cdot \Delta p \cdot a \cdot h^2}{3\eta \cdot (b - a)} = \frac{ds}{dt} 2\pi a c \quad (11)$$

где ds/dt - скорость падения уровня жидкости в полости 1

Введем понятие коэффициента пористости $n = V_n/V = 2h/c$ (где V_n - объем пор, V - объем материала) и произведем упрощения в (11), тогда получим:

$$ds = \frac{\Delta p \cdot h^2 n}{6 \cdot \eta \cdot (b - a)} dt \quad (12)$$

Запишем закон Гука для ортотропного тела в случае плоского напряженного состояния:

$$e_r = \frac{1}{E_r} (\sigma_r - \nu_{r\phi} \sigma_\phi) \quad e_\phi = \frac{1}{E_\phi} (\sigma_\phi - \nu_{\phi r} \sigma_r) \quad (13)$$

Соотношения Коши в цилиндрических координатах:

$$e_r = \frac{dU}{dr} \quad e_\phi = \frac{U}{r} \quad (14)$$

При намотке витков композита пренебрежем вкладом радиальных напряжений в окружающую деформацию, тогда из (13) и (14) на радиусе b получим:

$$dU(b) = \frac{b \cdot d\sigma_\phi}{E_\phi} \quad (15)$$

Падение уровня жидкости ds в (12) принимаем равным уплотнению витков dU в выражении (15):

$$\frac{\Delta p \cdot h^2 n}{6 \cdot \eta \cdot (b - a)} dt = \frac{b \cdot d\sigma_\phi}{E_\phi} \quad (16)$$

Из условия равновесия витка композита можно заключить, что перепад давлений в связующем равен перепаду давлений на витке:

$$\Delta p = \Delta \sigma_r = - \frac{\sigma_\phi^* \cdot (b - a)}{b} \quad (17)$$

Подставим (17) в (16) и с учетом (10) получим:

$$\frac{d\sigma_\phi}{dt} = - \sigma_\phi^* \cdot \frac{k_\phi \cdot n \cdot E_\phi}{b^2} \quad (18)$$

Решая уравнение (18), получим выражение для определения падения напряжений при намотке, аналогичное полученному авторами в работе [3]. Предложенная модель фильтрации связующего через дискообразную щель позволяет структурно оценить коэффициент фильтрации:

$$\sigma_\phi(b, t) = \sigma_\phi^*(t) \cdot e^{-At} \quad (19)$$

где

$$A = \frac{E_\phi \cdot K_\phi}{b^2} \quad K_\phi = k_\phi \cdot n = \frac{h^2 \cdot n}{6 \cdot \eta}$$

Здесь h - половина высоты дисковой щели; b - внешний радиус намотанного витка армирующего материала (при намотке будет переменным), η - динамическая вязкость связующего; n - коэффициент пористости армирующего материала; t - время намотки.

На стадии разогрева связующего перепад давления при известном поле температур изменится на величину $\Delta p' = \alpha \cdot \Delta T \cdot E$, где α - коэффициент линейного расширения связующего; ΔT - разница между текущей температурой и температурой намотки; E - модуль упругости связующего. Разогрев связующего сопровождается падением его вязкости, все это приведет к увеличению расхода жидкого связующего из занимаемой ранее полости и еще большему уплотнению витков композита:

$$dU = \frac{(\Delta p + \alpha \cdot \Delta T \cdot E) \cdot h^2 \cdot n}{6 \cdot (b - a) \cdot \eta} dt \quad (20)$$

Эксперимент:

Для исследования НДС намоточного композита при намотке и разогреве были проведены лабораторные испытания с использованием тензодатчиков. Образцы для испытаний представляли собой отрезки стальной трубы диаметром 56 мм, толщиной 3 мм и длиной 75 мм. На внешнюю и внутреннюю поверхности трубы в окружном направлении устанавливали тензодатчики с базовой длиной 10 мм. Для регистрации показаний тензодатчиков использовали многоканальную тензостанцию СИИТ-3. В качестве арматуры использовали арамидное волокно Русар-С (две нити по 58,8 текс). В ходе исследований было проведено два опыта: в первом использовали эпоксидиановое связующее ЭДТ-10 с отвердителем горячей технологии отверждения – триэтаноламинотитанатом (ТЭАТ) в количестве 10 масс. %, в этом случае натяжение нити было равно 60 Н; во втором – тот же олигомер с связующим холодной технологии отверждения – полиэтиленполиамином (ПЭПА) в количестве 7,5 масс. %. Здесь натяжение нити при намотке составляло 80 Н. Перед окончанием намотки при толщине оболочки около 2 мм в структуру органопластика вклеили хромель-копелевую термопару, чтобы следить за изменением температуры образца.

В ходе первого опыта производили измерение показаний тензодатчиков в процессе намотки нити на оправку. На рис. 2 представлены теоретическая, полученная с использованием выражений приведенных в работе [2], кривая и экспериментально полученные значения показаний деформаций тензодатчиков, установленных на внешнем и внутреннем радиусах трубы (отмечены белыми и заштрихованными окружностями соответственно). Если предположить, что расхождение теории с экспериментом связано только с фильтрацией связующего, то с использованием выражения (19) можно подобрать такой коэффициент фильтрации, что кривая будет удовлетворительно описывать эксперимент (кривая 2 на рис. 2.). Здесь коэффициент фильтрации оказался равным $K_{\phi} = 0,0065 \text{ мм}^4/\text{Н}\cdot\text{с}$.

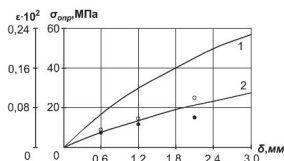


Рис. 2. Деформации ϵ и напряжения $\sigma_{\text{опр}}$ на поверхности трубы в зависимости от толщины намотки δ : 1- теоретическая кривая, 2- экспериментальная кривая

Далее проводили измерения натяжения композита на оправку в течение процесса термообработки. Температурный режим термообработки в обоих случаях был следующим: нагрев до температуры 160 °С -2 часа, выдержка при этой температуре в течение 5 часов. На рис. 3 представлены показания

тензодатчика, установленного на границе оправки и композитного кольца в процессе термообработки образца на основе связующего горячего отверждения. Как видно из рис. 3, по окончании процесса термообработки наблюдается практически полное исчезновение остаточных напряжений.

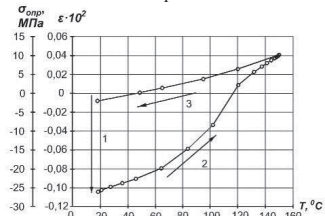


Рис. 3. Деформации ϵ и напряжения $\sigma_{\text{опр}}$ на поверхности трубы при нагреве образца полученного с использованием связующего горячего типа

Во втором опыте композитная оболочка предварительно выдерживалась при температуре +50°С в печи в течение 8 часов. А затем подвергалась той же, что и в предыдущем опыте термообработке. Как видно из представленных кривых, падение напряжений составило всего лишь 3%.

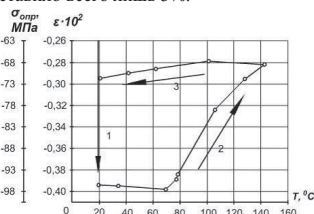


Рис. 4. Деформации ϵ и напряжения $\sigma_{\text{опр}}$ на поверхности трубы при нагреве образца полученного с использованием связующего холодного типа

Таким образом, предложенная модель композита с дискообразной щелью позволяет охарактеризовать течение связующего сквозь пористую арматуру и связать особенности течения связующего и структуру арматуры с НДС намоточного композита.

1. Сергеев А.Ю., Турусов Р.А., Баурова Н.И., Куперман А.М. Напряжения, возникающие в процессе отверждения композита, намотанного на цилиндрическую поверхность элемента выхлопной системы // Механика композитных материалов – 2015. - №3. - С. 1-16.
2. Турусов Р.А., Метлов В.В. Континуальная теория механических явлений при фронтальном отверждении полимеров и композитов // Высокомолекулярные соединения. - 1994. - №3. - С. 54-63.
3. Болотин В.В., Воронцов А.Н., Мураханов Р.Х. Анализ технологических напряжений в намоточных изделиях из композитов на протяжении всего процесса изготовления // Механика композитных материалов. - 1980. - №3. - С. 500-508
4. Турусов Р.А., Руабхи А. Капиллярная модель толстостенного намоточного цилиндра // Механика композитных материалов. - 2014. - №1. - С. 91-100.
5. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа: Учеб. для вузов.-М.: Дрофа. - 2003. -840 с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЧАСТОТ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИЙ ОБОЛОЧЕК С ПРИСОЕДИНЕННОЙ МАССОЙ

Серёгин С.В.^{1,*}, Космынин А.В.¹, Козин В.М.², Хвостиков А.С.¹, Сысоев О.Е.¹,
Васильев А.С.², Касьянова Е.А.¹

¹ФГБОУ ВО «КНАГТУ», Комсомольск-на-Амуре, Россия; * web site: <http://seregin.v.ru>;

²ИМиМ ДВО РАН, Комсомольск-на-Амуре, Россия

²ПГУ им. Шолом-Алейхеа, Биробиджан, Россия.

Аннотация: Экспериментальным методом определен эффект влияния присоединенной массы на расцепленные собственные частоты изгибных колебаний тонких круговых цилиндрических оболочек.

Ключевые слова: колебания, оболочка, присоединенная масса

Введение

Тонкостенные оболочечные конструкции широко используются в авиастроении, судостроении и других отраслях промышленности. Такие конструкции характеризуются наличием дополнительных масс, обусловленных конструктивной или эксплуатационной необходимостью, что приводит к удвоению изгибного частотного спектра.

В настоящее время результаты численных исследований не согласуются с аналитическими выводами. В работах [1–10] показано, что эффект снижения частоты зависит не только от величины присоединенной массы, как это принято считать в настоящее время [11], но и от геометрических и волновых параметров оболочки. Настоящий эксперимент направлен на устранение этих противоречий.

Методика проведения эксперимента

Исследования проводились на трех моделях цилиндрических оболочек. Две из которых (образец № 1, 3) изготовлены из алюминия, а третья (образец № 2) – из стали. Образец № 1 имеет следующие геометрические характеристики: $R = 0,07 \text{ м}$; $L/R = 4$; $R/h = 70$, где R – радиус, L – длина, h – толщина оболочки. Образец № 2 – $R = 0,07 \text{ м}$; $L/R = 3$; $R/h = 140$. Образец № 3 – $R = 0,135 \text{ м}$; $L/R = 2$; $R/h = 245$. Марка сплава образцов определена по их химическому составу с использованием декартового энергодисперсионного рентгеновского флуоресцентного спектрометра «NEX CG Rigaku».

По химическому составу определено, что образец № 1 изготовлен из алюминиевого деформируемого сплава АМГ1 ($E = 0,7 \times 10^{11} \text{ Па}$; $\rho = 2700 \text{ кг/м}^3$; $\mu = 0,34$); образец № 2 – сталь конструкционная низколегированная для сварных конструкций 12ГН2МФАЮ ($E = 2 \times 10^{11} \text{ Па}$; $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$; $\mu = 0,33$); образец № 3 – алюминий технический АД0 ($E = 0,7 \times 10^{11} \text{ Па}$; $\rho = 2700 \text{ кг/м}^3$; $\mu = 0,34$).

Модели оболочек устанавливались в специальном зажимном приспособлении, на одном из торцов которых реализованы граничные условия, близкие к жесткому заземлению, а другой торец свободен от закреплений. На свободном торце крепился акселерометр ВС 110, измеряющий частоту колебаний и одновременно выполняющий роль присоединенной массы, $M = 34,7 \text{ г}$. – масса акселерометра.

Полученные результаты и их анализ

В результате 20 замеров были определены средние значения наименьшей частоты колебаний всего спектра для трех образцов. Разброс полученных данных не превышает 3 %. Для образца № 1 меньшая из расцепленных безразмерных собственных частот равна $\Omega_{n1} = 0,6$ ($\Omega_{n1} = \lambda_{n1} / \lambda_{n0}$, где λ_{n1} – меньшая из расцепленных частот колебаний оболочки с присоединенной массой, λ_n – частота колебаний незагруженной оболочки). Для образца № 2 $\Omega_{n1} = 0,5$. Для образца № 3 $\Omega_{n1} = 0,4$.

Таким образом мы видим, что эффект снижения меньшей из расцепленных собственных частот колебаний оболочки, несущей присоединенную массу зависит, как от величины присоединенной массы, так и от геометрических и волновых параметров оболочки. В то время, как в традиционном решении [7] эффект снижения частоты зависит только от величины присоединенной массы.

Благодарности

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 16-31-00045 мол. а)

1. Серёгин С.В. Влияние площади контакта и величины линейно распределенной и сосредоточенной массы с круговой цилиндрической оболочкой на частоты и формы свободных колебаний // Вестник МГСУ. – 2014. – № 7. – С. 64–74.

2. Seregin S.V. Influence of the contact area and value of the linearly distributed and concentrated mass with a circular cylindrical shell on the frequency and modes of natural oscillations // Vestnik MGSU. Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering. – 2014. – N 7. – pp. 64–74.

3. Серёгин С.В. Свободные изгибно-радиальные колебания тонкой круговой цилиндрической оболочки, несущей присоединенную массу // Вестник МГСУ. – 2014. – № 11. – С. 74–81.

4. Seregin S.V. Free flexural radial vibrations of a thin circular

cylindrical shell bearing added mass // Vestnik MGSU. Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering. – 2014. – N 11. – pp. 74–81.

5. Серёгин С.В. Численное и аналитическое исследование свободных колебаний круговых цилиндрических оболочек, несущих присоединенную массу, линейно распределенную вдоль образующей // Вычислительная механика сплошных сред. – 2014. – Т. 7. – № 4. – С. 378–384.

6. Серёгин С.В. Лейзерович Г.С. Свободные колебания бесконечно длинной круговой цилиндрической оболочки с начальными неправильностями и малой присоединенной массой // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2014. – Т. 1. – № 4 (20). – С. 36-43.

7. Серёгин С.В. Об эффекте расщепления изгибного частотного спектра тонких круговых цилиндрических оболочек, несущих присоединенную массу // Строительная механика и

расчет сооружений. – 2014. – № 6 (257). – С. 59–61.

8. Серёгин С.В., Лейзерович Г.С. Влияние присоединенной массы на динамические характеристики тонкой оболочки // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2015. – № 4. – С. 83–89.

9. Серегин С.В. Свободные колебания тонкой круговой цилиндрической оболочки, ослабленной отверстием // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2015. – № 3. – С. 9–13.

10. Seregin, S.V. Free vibrations of a thin circular cylindrical shell weakened by a hole // Russian Aeronautics. – 2015. – 58 (3), pp. 258–262.

11. Кубенко В.Д., Ковальчук П.С., Краснополяская Т.С. Нелинейное взаимодействие форм изгибных колебаний цилиндрических оболочек. Киев. М.: Наукова думка, 1984. 220 с.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ И СВОЙСТВА ГЕТЕРОМОДУЛЬНОЙ КОМПОЗИЦИОННОЙ КЕРАМИКИ В СИСТЕМЕ SiAlON-BN

Смирнов К.Л.^{1,*}, Нефедова Е.В.², Григорьев Е.Г.²

¹ИСМАН, Черноголовка, Россия, *kosm@ism.ac.ru;

²НИИУ МИФИ, Москва, Россия,

Аннотация: В представленной работе исследованы закономерности самораспространяющегося высокотемпературного синтеза и спарк-плазменного спекания керамических композитов в системе β -SiAlON-BN. В результате экспериментальных исследований были выявлены факторы, определяющие их плотность и фазовый состав. Получены образцы керамических композитов с различным уровнем плотности и содержанием BN и исследованы их прочностные и триботехнические характеристики, стойкость к термоудару.

Ключевые слова: керамика, композит, силаны, нитрид бора, СВС, СПС.

Высокая твердость и прочность, стойкость к износу и коррозии характерные для силановой керамики обуславливают ее широкое применение в различных областях техники, начиная от огнеупорных изделий и до подшипников и высокопрочного инструмента для металлообработки [1]. Гексагональный BN обладает прекрасными электроизоляционными характеристиками, высокой теплопроводностью, химически инертен и практически не смачивается расплавами металлов и неметаллов [2]. При введении в состав керамических композитов h-BN способен существенно повышать их стойкость к термоудару и обрабатываемость обычным инструментом, снижать коэффициент трения [3-5]. Наиболее перспективной областью применения композитов β -Si₆₋₈Al₂O₂N₈₋₉-BN является изготовление керамических изделий для металлургии, подвергающихся при эксплуатации воздействию агрессивных сред и значительных термомеханических нагрузок (различные и нагревательные трубы, сопла, дозаторы, кольцевые прерыватели, ковши, тиглы, чехлы для термпар, сенсорные уровнемеры и т.д.). В представленной работе исследованы 2 перспективных метода получения данных композитов: самораспространяющийся высокотемпературный синтез (СВС) при высоких газовых давлениях (до 150 МПа) и спарк-плазменное спекание (СПС) смесей из СВС-порошков β -Si₆₋₈Al₂O₂N₈₋₉ и h-BN.

СВС порошков β -Si₆₋₈Al₂O₂N₈₋₉ и h-BN и соответствующих композитов был основан на взаимодействии порошков Si, Al и B с азотом в режиме фильтрационного горения (ФГ). Для обеспечения максимальной степени конверсии горючих компонент в состав реакционных смесей вводился еще разбавитель, в качестве которого применяли β -Si₆₋₈Al₂O₂N₈₋₉, соответствующий по элементному составу целевому продукту, и BN. Реакционные смеси готовили в течение 1-2 часов при сухом смешении в шаровых мельницах, оснащенных размольной фурнитурой из Si₃N₄. При прямом СВС композитов использовались заготовки из реакционных смесей с относительной плотностью 0,62-0,64. СВС проводили при давлениях азота до 150 МПа в 4-х литровом реакторе, оснащенный компрессорной установкой. При СВС порошков для

спекания исходные реакционные смеси помещались в 2 литровый реактор в состоянии насыпной плотности. Давление азота при синтезе составляло 8-10 МПа. Смесей для спекания из синтезированных порошков приготавливались на высокоскоростной планетарной мельнице со стальной фурнитурой. В их состав также вводился активатор спекания – коммерческий порошок Y₂O₃ (0-8 масс. %). СПС проводилось на установке Labox-625 при следующих параметрах: скорость нагрева образца массой около 0,5 гр. – 50 °С/мин, максимальная температура – 1550-1800 °С, выдержка при максимальной температуре – 5 мин, приложенная нагрузка – 50 МПа. Характеристики порошков для спекания измерялись лазерным анализатором размера частиц Fritsch Analysette 22 и анализатором удельной поверхности Sorbi-M. Фазовый состав полученных композитов исследовали на рентгеновском дифрактометре «Дрон-3.0, а микроструктуру – на сканирующем электронном микроскопе «JEOL 6610L». Плотность определялась методом гидростатического взвешивания. Изучение прочностных характеристик (пределы прочности при изгибе и сжатии) проводили с помощью испытательной машины "Instron-5966" по методикам трехточечного изгиба, изгиба тонкого диска на кольцевой опоре и одноосного сжатия. Оценку стойкости композитов к термоудару производили по измерению критического перепада температур ΔT , который нагретые образцы исследуемого материала могли выдержать без изменения своих прочностных характеристик при закалке в проточной воде. Соответствующие диаграммы сопротивляемости термическим повреждениям (СТП-диаграммы) строили по зависимости остаточной прочности при изгибе от величины перепада температур. Исследование триботехнических характеристик (коэффициенты трения и износа) проводили при нормальной температуре в условиях сухого контакта на штифтодисковой испытательной установке.

Из-за высокой плотности используемых при СВС заготовок реализовать процесс ФГ в исследуемых реакционных системах можно при давлениях азота не ниже 30 МПа. И только при давлении около 100 МПа ФГ переходит в послонный стационарный

режим наиболее благоприятный для синтеза материалов с однородной структурой. При СВС керамики на основе высокозамещенных β - $\text{Si}_{6-z}\text{Al}_z\text{O}_2\text{N}_{8-z}$ ($z > 1$) на ее структуру сильное влияние оказывает присутствие расплавов оксидов и металлов, приводящее к неконтролируемой усадке и образованию трещин. Введение в состав от 5 до 15 масс. % позволяет получать образцы с однородной структурой при одновременном уменьшении их внешних габаритов. Параметры реакционных систем, влияющие на объемную усадку, исследовались на материалах с 10 масс. % h-BN. Установлено, что интенсивность объемной усадки возрастает практически пропорционально содержанию горючих компонент (Al, Si, B). К увеличению объемной усадки при ФГ также приводит увеличение степени замещения z в элементной формуле β - $\text{Si}_{6-z}\text{Al}_z\text{O}_2\text{N}_{8-z}$ и, соответственно, содержания в исходной смеси SiO_2 . Выявлена зависимость интенсивности объемной усадки от диаметра исходного образца. Оказалось, что существуют как минимальный, так и максимальный диаметры, при которых ее величина начинает уменьшаться, и оба эти эффекта можно связывать с влиянием теплопотерь. Для синтезированных композитов β - $\text{Si}_{4.3}\text{Al}_{1.7}\text{O}_{1.7}\text{N}_{6.3}$ -BN исследовались свойства и функциональные характеристики. Установлено, что зависимость их прочности при изгибе от пористости хорошо описывается известной формулой: $\sigma = \sigma_0 \exp(-bP)$. Значение параметра σ_0 составляет 240 МПа. Значение параметра b равно 4, что полностью согласуется с его значением в аналогичной зависимости у реакционносвязанного Si_3N_4 . Зависимость предела прочности при сжатии от относительной плотности имеет простой линейный характер, т.е. он монотонно возрастает от 200 МПа у материалов с относительной плотностью 0,72-0,74 до 350 МПа у материалов с относительной плотностью 0,87-0,89. Анализ СТП-диаграмм показал, что у композитов с содержанием h-BN менее 15 масс. % величина критического перепада температур ΔT попадает в интервал 500-550 °C, а уровень остаточной прочности на изгиб при более высоком перепада температур составляет 40-50 МПа. У композитов с высоким содержанием h-BN однозначно определить величину ΔT было затруднительно. Тем не менее, уровень остаточной прочности у этих материалов даже при температурном перепада 800 °C примерно в 1,5 раза выше, чем уровень остаточной прочности у композитов с меньшим содержанием h-BN (рис. 1). Значение коэффициента трения у композитов β - $\text{Si}_{4.3}\text{Al}_{1.7}\text{O}_{1.7}\text{N}_{6.3}$ -BN находится в пределах 0,3-0,7. Наименьшие абсолютные значения коэффициента трения характерны для композитов с высоким содержанием h-BN (≥ 20 масс. %). Однако высокий уровень содержания h-BN оказывает негативное влияние на их износостойкость. Оптимальное сочетание триботехнических характеристик обнаружили композиты с 10 масс. % h-BN. Значение их коэффициента трения составляет 0,4-0,5, а коэффициента износа — $7,4-9,8 \times 10^{-5} \text{ mm}^3/\text{m} \cdot \text{N}$ и хорошо соответ-

ствует значениям коэффициента износа у более высокоплотных керамических материалов на основе спеченного β - $\text{Si}_{6-z}\text{Al}_z\text{O}_2\text{N}_{8-z}$ ($6,9 \pm 15 \times 10^{-5} \text{ mm}^3/\text{m} \cdot \text{N}$) и на основе горячепрессованного композита Si_3N_4 с 10 масс. % h-BN ($7,8 \times 10^{-5} \text{ mm}^3/\text{m} \cdot \text{N}$) [6]. Синтезированные композиты хорошо обрабатывались твердосплавным режущим инструментом на основе WC. Некоторые из полученных таким образом изделий (сопла для разливки металла и футеровочные плиты) показаны на рис. 2.

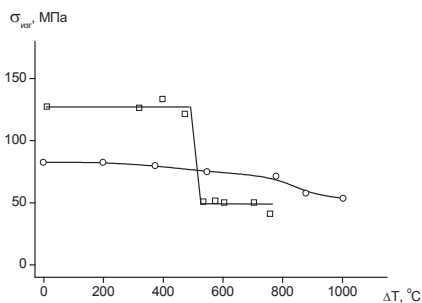


Рис. 1. СТП-диаграмма композита β - $\text{Si}_{4.3}\text{Al}_{1.7}\text{O}_{1.7}\text{N}_{6.3}$ -BN:
□ – 10 масс. % BN, $\rho_{отн} = 0,83-0,85$;
○ – 23 масс. % BN, $\rho_{отн} = 0,72-0,74$.

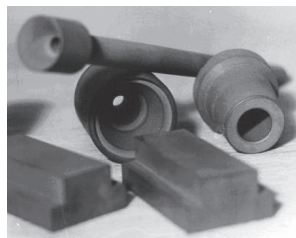


Рис. 2. Изделия из композитов системе β - $\text{Si}_{4.3}\text{Al}_{1.7}\text{O}_{1.7}\text{N}_{6.3}$ -BN: сопла для разливки металла и футеровочные плиты.

Синтезированные порошки β - Si_5AlON_7 и h-BN не содержали примесных фаз и имели удельную поверхность $1,3 \text{ м}^2/\text{г}$ и $9,8 \text{ м}^2/\text{г}$, соответственно. После приготовления в высокоскоростной мельнице смесей для спекания их удельная поверхность возрасла примерно в 4-6 раз. При СПС керамики из чистого β - Si_5AlON_7 отчетливое увеличение скорости линейной усадки (отношение изменения высоты образца к начальной высоте, с учетом расширения графитовых пуансонов) наблюдалось около 1400 °C, что может быть связано с образованием жидкой эвтектики с участием SiO_2 и Al_2O_3 , присутствующих на поверхности синтезированного порошка. С увеличением максимальной температуры спекания с 1550 до 1800 °C относительная плотность спеченных образцов постепенно увеличивается от 75 до 87 %. При

максимальной температуре спекания 1750 °С и выше в фазовом составе спеченной керамики присутствует некоторое количество AlN, что является свидетельством разложения (диссоциации) силановой фазы. Это же подтверждает некоторое повышение газового давления в камере спекания, наблюдаемое начиная с температуры 1600 °С и обусловленное выбросом газообразных продуктов этой диссоциации. К изменению фазового состава диссоциация приводит только в спекаемых материалах с относительной плотностью менее 87 %. При спекании более плотных материалов, не имеющих открытой пористости, процесс разложения β -Si₃AlON₇ полностью подавляется. Введение Y₂O₃ заметно увеличивает интенсивность спекания β -Si₃AlON₇ при температуре выше 1400 °С, т.е. после образованием жидкой эвтектики с участием оксидных соединений. Достижение плотности близкой к теоретической возможно при добавке 5 масс. % Y₂O₃. Введение h-BN также способствует получению более плотных материалов при СПС, но механизм действия данного соединения является другим. h-BN улучшает прессуемость спекаемых порошковых смесей. Сразу после наложения давления в 50 МПа при 600 °С начальная относительная плотность компакта из смесей с 30 масс. % h-BN превышает 0,80, в то время как компакта из чистого β -Si₃AlON₇ она находится вблизи 0,60. Одновременно, с повышением содержания h-BN уменьшается вклад в уплотнение процессов, связанных образованием жидкой эвтектики с участием оксидных соединений. При содержании 30 масс. % h-BN на зависимостях уплотнения от температуры практически не отмечается увеличения интенсивности спекания при достижении 1400 С и за счет введения активатора спекания Y₂O₃. В данном случае мелкие чешуйчатые частицы несмачиваемого оксидными расплавами h-BN практически полностью изолируют частицы β -Si₃AlON₇ друг от друга. Естественно, что в подобных системах вклад процессов с участием жидкой фазы в консолидацию может быть сильно нивелирован. У образцов с 10 и 20 масс. % h-BN процессы, связанные с образованием жидкой эвтектики, проявляются еще достаточно отчетливо, но в отличие от спекания образцов из чистого β -Si₃AlON₇ относительная плотность близкая к теоретической может быть достигнута и без введения активатора Y₂O₃. Уровень относительной плотности является определяющим параметром для прочности при изгибе спеченных композитов (рис. 3). Влияние же содержания h-BN при его варьировании в составе композита от 0 до 30 масс. % на прочностные характеристики относительно невелико (рис. 4).

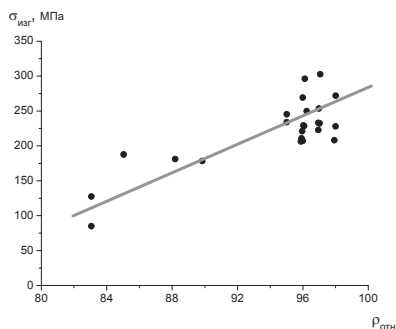


Рис. 3. Зависимость прочности при изгибе композита β -Si₃AlON₇-BN от относительной плотности.

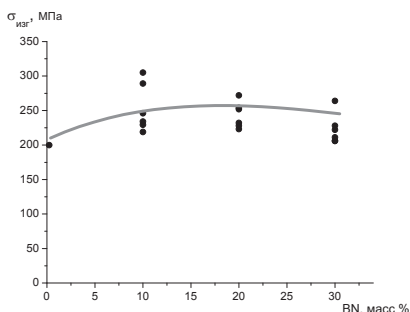


Рис. 4. Зависимость прочности при изгибе композита β -Si₃AlON₇-BN от содержания BN ($\rho_{отн}=0,95-0,98$).

Описанные исследования проводились при поддержке РФФИ (проект № 15-03-01051_а) и РНФ (проект № 16-19-10213)

1. Ekström T., and Nygren M., SiAlON ceramics // Journal of the American Ceramic Society – 1992. – №2. – P.259-276.
2. Haubner R., Wilhelm M., Weissenbacher R., and Lux B., Boron nitrides: Properties, synthesis and applications // Structure and Bonding – 2002. – №1. – P.1-45.
3. Shuba R., and Chen I.-W., Machinable α -SiAlON/BN composites // Journal of the American Ceramic Society – 2006. – №7. – P.2147-2153.
4. Wei D., Meng Q., and Jia D., Mechanical and tribological properties of hot-pressed h-BN/Si₃N₄ ceramic composites // Ceramics International – 2006. – №5. – P.549-554.
5. Gao L., Jin X., Li J., Li Y., and Sun J., BN/Si₃N₄ nanocomposite with high strength and good machinability // Material Science and Engineering A – 2006. – №1-2. – P.145-148.
6. Mukerji J., Prakash B., Wear of Nitrogen Ceramics and Composites in Contact with Bearing Steel Under Oscillating Sliding Condition // Ceramics International – 1998. – №19. – P.19-24.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ НА ПРОЧНОСТЬ ПАНЕЛИ ОБШИВКИ УНИВЕРСАЛЬНОГО СПАСАТЕЛЬНОГО СРЕДСТВА, РАБОТАЮЩЕГО В ЭКСТРЕМАЛЬНЫХ АРКТИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ

Соляев Ю.О.^{1,*}, Лурье С.А.¹, Дудченко А.А.², Бузник В.М.³, Кошурина А.А.⁴

¹ИПРИМ РАН, Москва, Россия; yos@iam.gas.ru;

²МАИ, Москва, Россия;

³ФГУП ВИАМ, Москва, Россия;

⁴НГТУ им. Р.Е. Алексеева, Нижний Новгород, Россия;

Аннотация: Представлена методика аналитического проектирования и выбора оптимальной геометрии сэндвич-панели из стеклопластика с теплоизоляционным наполнителем и с наружным теплозащитным покрытием. Проектируемая панель может применяться в качестве обшивки спасательных транспортных средств, работающих в арктических условиях. Для найденного оптимального варианта панели проводится проверочное численное моделирование, подтверждающее результаты аналитических расчетов.

Ключевые слова: панель обшивки, спасательное средство, проектирование, расчет на прочность, теплозащита

Введение

В настоящее время, в связи с расширением исследований и разработок на территориях Арктики, связанных, в том числе, с задачами нефтедобывающей отрасли, актуальной является разработка спасательных транспортных средств, способных функционировать в экстремальных условиях Крайнего Севера. Применяемые материалы и конструкционные схемы в таких спасательных системах (шлюпках, плотках, вездеходах и т.п.) должны обеспечивать их надежную работу в условиях длительного воздействия предельно низких температур, высокой влажности, морской воды, интенсивных механических нагрузок, связанных с высокоскоростным спуском на воду или с ударами об лед и т.п. Дополнительные требования к конструкции накладываются спецификой спасательных работ, проводимых при чрезвычайных ситуациях на нефтяных платформах: применяемые спасательные средства должны обеспечить выживание экипажа в условиях движения в пятне горящей нефти. При этом желательно обеспечить ремонтпригодность конструкции спасательного средства, так как стоимость приобретения новой единицы техники является достаточно высокой. Также имеет место ограничение по массе конструкции, связанное с ограниченной возможностью размещения спасательных средств на транспортирующих судах и на буровых платформах.

Задачей настоящей работы является разработка и тестирование методики проектирования панелей обшивки спасательных средств, предназначенных для работы в арктических условиях. Пример такого разрабатываемого транспортного средства представлен на рис. 1. Мы рассматриваем плоскую панель с гофрированным наполнителем, внутри которого располагается теплоизолирующий волокнистый материал, а снаружи панель защищается теплозащитным покрытием. Такая конструкция панели позволяет обеспечить теплозащиту внутреннего пространства транспортного средства и использовать панель в качестве несущего элемента в условиях интенсивного нагрева. Наличие внешнего теп-

лозащитного слоя позволяет использовать в качестве конструкционного материала панели стеклопластик с относительно низкой рабочей температурой. Этим обеспечивается выигрыш по массе, по сравнению с аналогичными конструкциями из металла, которые могут быть альтернативными решениями для создания исследуемого класса машин. Другим альтернативным вариантом является использование вместо теплозащитного покрытия системы орошения забортной водой. В этом случае поверхность полимерной композитной обшивки машины должна непрерывно омываться водой во избежание перегрева. Недостатком здесь является требование по высокой надежности и сложности такой системы орошения, в том числе в условиях движения по льду.



Рис. 1. Общий вид универсального спасательного средства.

Методика проектирования

Рассматриваем сэндвич-панель, состоящую из двух несущих слоев, разделенных гофрированным наполнителем (рис. 2). Внутри панели расположен теплоизоляционный волокнистый материал. Верхняя поверхность панели защищена теплозащитным покрытием толщиной. Несущие слои и гофрированный наполнитель выполняется из конструкционного стеклопластика на основе термостойкого эпоксидного связующего с температурой деструкции 600 °С. Теплозащитное покрытие выполняется из абляционного стеклопластика с еще более высокой температурой деструкции 1100 °С. Эффекты уноса массы при первоначальном проектировании панели не

учитываются. В качестве теплоизоляции используется волокнистый материал на основе минеральной ваты.

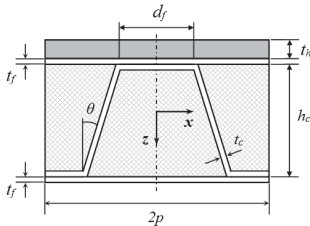


Рис. 2. Периодический элемент панели с гофрированным заполнителем с теплоизоляцией и внешним теплозащитным слоем.

При проведении проектирования и оптимизации геометрии панели целевой функцией является масса единицы её площади, которая должна быть минимальной. Искомыми параметрами принимаем шесть геометрических характеристик панели: $\{t_b, h_c, t_c, t_f, d_f, p\}$ (см. рис. 2). Все остальные размеры панели могут быть найдены через эти параметры. В качестве ограничений при поиске используются требования по теплозащите, термостойкости и прочности. Эти ограничения, накладываемые на характеристики панели, формулируются на основе заданных условий механического и теплового нагружения и с использованием известных аналитических решений соответствующих задач теплофизики и строительной механики. При оценке прочности учитывается, что разрушение панели может происходить вследствие превышения допустимых значений напряжений в слоях панели или вследствие общей и местной потери устойчивости. Обычно, для аналогичных сэндвич-панелей условие по общей прочности можно не учитывать, однако в рассматриваемом случае важность учета этого условия определяется наличием слабого слоя теплозащитного покрытия.

Результаты

По результатам расчетов определена оптимальная геометрия панели, позволяющая удовлетворить всем сформулированным требованиям и ограничениям (рис. 3).



Рис. 3. Найденный оптимальный вариант геометрии панели

Установлено, что в рамках сформулированной

концепции теплозащиты конструкции, необходимо использовать покрытие достаточно большой толщины, что приводит к значительному увеличению её массы. Оптимальный гофрированный заполнитель обладает треугольной формой и большой толщиной стенок, для обеспечения прочности при ударном нагружении. Для найденного варианта панели проведены численные расчеты в системе Ansys, подтверждающие результаты проектирования (рис. 4).

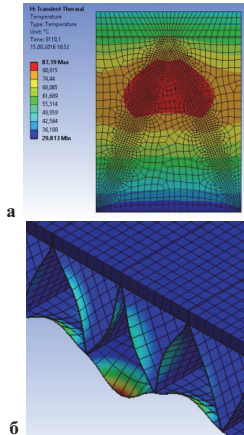


Рис. 4. Некоторые результаты конечно-элементного моделирования, а: тепловые расчеты, б: моделирование местной потери устойчивости.

Выводы

Используя аналитические методы проектирования можно в короткие сроки проводить анализ большого числа вариантов геометрии конструкции и отбирать наиболее перспективные из них. В настоящей работе из более чем 10^5 вариантов геометрии панели обшивки был выбран один наиболее оптимальный, и на основе численного расчета была показана его удовлетворительная работа под нагрузкой. Однако, запасы по статической прочности и устойчивости для найденной оптимальной геометрии панели оказались малы из-за её большой толщины, необходимой для обеспечения теплозащиты внутреннего пространства машины. Наличие толстого теплозащитного покрытия, необходимого для теплозащиты конструкции, привело к значительному увеличению погонной массы. Возможным альтернативным вариантом решения рассматриваемой проблемы может стать использование систем орошения заборной водой поверхности машины при движении в горячей нефти. Это позволит уменьшить толщину теплозащиты и снизить массу обшивки не менее чем на 30%.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТОЙКОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЛА ИЗ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ К УДАРНЫМ НАГРУЗКАМ

Староверов А.А.^{*}, Неповинных В.И., Хамицаев А.С., Атрощенко В.Ф.
ГНЦ РФ АО «ОНИП «Технология» им. А.Г. Ромашина, г. Обнинск Россия

Аннотация: Проанализированы результаты испытаний деталей из керамических материалов, изготовленных по технологии холодного шликерного литья, при проведении гидроопрессовки, испытаний образцов на изгиб, испытаний на удар шариком

Ключевые слова: шликерное литье, композиционные материалы, деформирование, разрушение.

При выборе материала для создания радио-прозрачных деталей ЛА особыми преимуществами пользуется керамика, поскольку обладает следующими свойствами:

- высокие механические характеристики;
- низкая теплопроводность;
- высокая термостойкость;
- высокая коррозионная устойчивость;
- стабильность диэлектрической проницаемости;
- относительно невысокий тангенс угла диэлектрических потерь.

Однако керамика обладает и недостатками: хрупкость и низкая трещиностойкость, которая может привести к разрушению деталей.

Данные свойства керамики необходимо учитывать не только при эксплуатации, но и в процессе изготовления данных деталей.

Оценка стойкости деталей из керамических материалов к эксплуатационным воздействиям производится несколькими методами: тепловыми и теплопрочностными испытаниями, опрессовкой, вибрацией, случайным ударом и т.д.

В данной работе проанализированы прочностные характеристики деталей из керамических материалов, изготовленных по технологии холодного шликерного литья, по результатам проведения следующих испытаний:

- гидроопрессовка;
- испытания образцов на изгиб;
- удар шариком.

Цель работы уточнить влияние структуры материалов на прочностные характеристики деталей

1. Испытания гидроопрессовкой.

Данные испытания проводились путем создания внутри изделия избыточного давления воды с помощью пневмогидроусилителя. Особенностью данных испытаний является то, что давление поднималось до критического, при котором изделие разрушалось. Испытания проводились как на изделиях из кварцевой керамики, так и на изделиях из стеклокерамики.

В результате испытаний выявлено, что часть изделий при отсутствии дефектов разруша-

лись, не достигая давления, соответствующего установленным напряжениям.

2. Испытание образцов.

В ходе работы были обследованы более 2000 стандартных образцов из стеклокерамики. Сначала образцы обследовались методами неразрушающего контроля на наличие дефектов, затем проводились испытания на прочность при изгибе. Выборочно проводился рентгеноструктурный анализ образцов.

В ходе работы было установлено, что около 7% образцов, у которых по результатам неразрушающего контроля и рентгеноструктурного анализа не были выявлены дефекты, имели прочность на изгиб ниже установленных требований.

3. Испытания на удар шариком.

Метод заключается в оценке устойчивости испытываемого изделия к ударному контактному воздействию. Удар наносится по нормали к поверхности изделия при свободном падении стального шара с заданной высоты.

Устойчивость к ударному контактному воздействию оценивают по критической высоте падения металлического шара. Критическая высота – максимальная высота падения шара, при которой не выявляется повреждение изделия методами неразрушающего контроля.

При сравнении критических высот для кварцевой керамики и стеклокерамики оказалось, что они сопоставимы. Хотя кварцевая керамика это аморфный материал, а стеклокерамика – плотноспеченный материал с поликристаллической структурой.

В ходе этих работ установлено, что некоторые детали (образцы) имеют низкие прочностные характеристики, несмотря на отсутствие дефектов. Причины этого не определены.

1. Пивинский Ю.Е., Суздальцев Е.И. Кварцевая керамика и огнеупоры. Том 1 Теоретические основы и технологические процессы. 2005. 681с.

2. Суздальцев Е.И. Синтез высокотермостойких, радио-прозрачных стеклокерамических материалов и разработка технологии изготовления на их основе обтекателей летательных аппаратов. 2002. 32с.

ВЗАИМОСВЯЗЬ СТРОЕНИЯ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТЕКСТИЛЬНО-АРМИРОВАННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Столяров О.Н.^{1,*}, Мельников Б.Е.¹

¹ Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия;
*oleg.stolyarov@rambler.ru.

Аннотация: Рассмотрены вопросы, связанные со строением армирующих текстильных полотен и их взаимосвязь с механическими свойствами конструкционных композитов на их основе. На примере композиционного материала с минеральной матрицей, армированного основовязаным полотном с проложенными высокопрочными стеклянными и углеродными ровингами, проанализирована взаимосвязь строения и свойств. Результаты экспериментальных исследований отчетливо показали существенное влияние, как типа переплетения, так и вида используемого армирующего ровинга, на механические свойства образцов композиционных материалов.

Ключевые слова: композиционные материалы, текстильное армирование, механические свойства, структура.

Введение

Применение текстильных полотен для армирования конструкционных композитов находит все больший интерес в последние несколько десятилетий [1]. В отличие от дискретных и волокнистых наполнителей именно в текстильных полотнах могут быть широко реализованы свойства высокопрочных и высокомодульных непрерывных нитей и ровингов. Гибкость технологий, связанных с переработкой волокон и нитей в плоские и пространственные текстильные полотна, позволяет создавать практически любые формы текстильных структур с заранее заданными свойствами [2]. Текстильные армирующие структуры широко применяются для армирования полимерных композитов. Наряду с армированием полимерных композитов в последние два десятилетия нашли широкое применение и композиционные материалы с минеральной матрицей, представляющие собой сочетание текстильного армирующего каркаса и, например, цементной матрицы. Область их применения может быть достаточно разнообразна, начиная от различных архитектурных бетонных элементов до несущих элементов конструкций.

На современном уровне развития науки и техники тенденции в производстве волокнистых материалов заключаются в расширении области их применения от второстепенных, т.е. не несущих нагрузки элементов, к первостепенным несущим конструкционным элементам. За счет регулирования параметров производственного процесса производства высокопрочные волокна и нити могут быть переработаны в полотна, обладающие необходимыми свойствами. Причем при использовании тех же самых высокопрочных нитей свойства получаемых полотен могут существенно варьироваться за счет изменения технологии производства, параметров процесса и вида переплетения. Текстильные структуры являются достаточно сложными в их организации. В основе лежит иерархическая организация их структуры [3], которая может быть представлена в виде цепочки:

ВОЛОКНО → НИТЬ → ПОЛОТНО → КОМПОЗИТ

Самым первым звеном в указанной цепочке стоят волокна, представляющие собой гибкие тонкие тела ограниченной длины в несколько десятков миллиметров с малыми поперечными размерами [4]. Они легко перерабатываются в разнообразную пряжу. Вторым элементов в иерархической цепочке строения волокнистых материалов являются нити [4]. Текстильные нити, также как и волокна, характеризуются малыми поперечными размерами, но в отличие от них имеют значительную непрерывную длину (сотни или тысячи метров). Нити могут быть как элементарными, так и комплексными. Также одним из основных видов текстильных нитей является пряжа, состоящая непосредственно из волокон, скрепленных определенным способом (например, скручиванием). Следующим элементов в цепочке стоят текстильные полотна, которые вырабатываются непосредственно из волокон и нитей [5]. Текстильные полотна охватывают широкий диапазон структур – тканых, вязаных, плетеных, нетканых, а также разнообразные многоосные и многослойные прошитые полотна. Текстильные полотна могут изготавливаться как из переплетенных непрерывных нитей (тканые, вязаные, плетеные), так и из отдельных волокон, скрепленных определенным способом (нетканые полотна). К конечному продукту относятся разнообразные текстильные изделия, состоящие из волокон и нитей. А также в сочетании с полимерной или минеральной матрицей – текстильные композиты. Варьирование параметров процесса на любом из этапов данной цепочки позволяет варьировать свойства итогового композита в широком диапазоне.

Влияние вида переплетения на структуру текстильного армирующего полотна

Как было сказано выше, свойства текстильного композита определяются главным образом типом переплетения и параметрами технологического процесса. Пр продемонстрируем влияние строения текстильного армирующего полотна на свойства композиционного материала на примере

основовязаного полотна, изготовленного из стеклянных и углеродных армирующих ровингов. В качестве основы для разработки полотен были выбраны два основных основовязанных переплетения: трико и цепочка. Характеристики исследуемых образцов приведены в таблице 1.

В переплетении трико протяжка перекрывает продольную нить (рис.1а). Переплетение цепочка характеризуется вертикальным расположением протяжки. При этом нить соединяет только вдоль вертикальной оси проложенный нити (рис. 1б). Как видно из рисунка способ заработки нити в основовязаное полотно сильно влияет как на геометрию самой нити, так и на структуры полотна. В переплетении трико продольная протяжка перекидывается через всю нить, приводя к существенному расплющиванию армирующих нитей. При использовании переплетения цепочка происходит затяжка провязывающих нитей вокруг основных нитей. В результате чего нить сильно сужается и, как следствие, ее диаметр существенно уменьшается. Последнее обстоятельство существенным образом сказывается на размере и форме ячейки полотна [6].

Табл. 1. Характеристики исследуемых образцов.

Образец	Материал основных (продольных) нитей	Материал уточных (поперечных) нитей
1	Щелочестойкий ровинг, 2400 текс	Щелочестойкий ровинг, 2400 текс
2	Углеродный ровинг, 1600 текс, 24K	

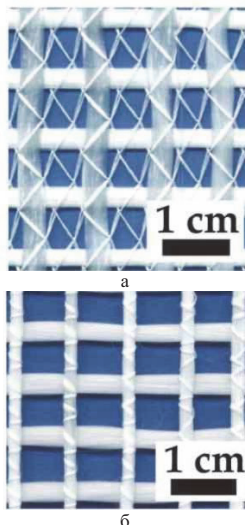


Рис. 1. Строение основовязаного полотна: (а) трико и (б) цепочка.

Показанные на рис. 1 два вида полотна

наработаны из одной и той же стеклянной нити линейной плотностью 2400 текс. Однако, как отчетливо видно из представленных рисунков структура полотна различна в каждом из вариантов. Распущенность нити в полотне с переплетением трико приводит к более высоким результатам в механических характеристиках по сравнению с ровингом круглого сечения за счет отсутствия межволоконного трения и большей контактной длины (поверхности) ровинга. С другой стороны образуемая сетка обладает достаточно малыми ячейками в дополнении ко всему перекрываемыми сеткой из провязывающих нитей, что может привести к меньшей проницаемости для матрицы. В переплетении цепочка протяжки, располагаясь вдоль вертикальной оси, обтягивают проложенные нити, придавая им круглую форму и образуя большие квадратные ячейки, как видно из рис. 1б.

На рис. 2 представлены распознанные модели поперечных сечений стеклянного ровинга в основовязаном полотне. Данные модели наглядно демонстрируют отличия формы поперечного сечения при использовании двух различных переплетений.

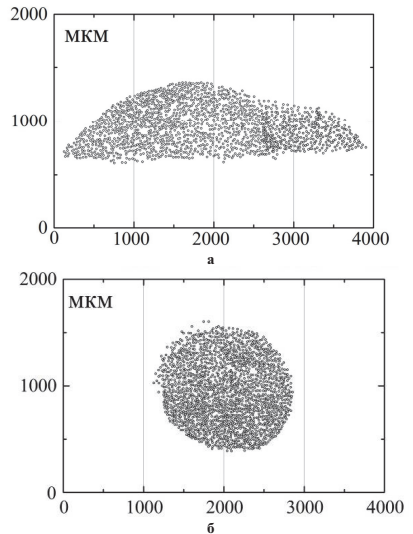


Рис. 2. Поперечное строение ровинга в основовязаном полотне: (а) трико и (б) цепочка.

Определение механических свойств текстильных композитов

Для изготовления образцов цементных композитов использовался мелкозернистый бетон (не более 0,6 мм). Образцы текстильно-армированного бетона изготавливались с помощью специальной формы. Длина образцы составляла 270 мм, ширина 60 мм, толщина – 30 мм. Арми-

рующее полотно располагалось в растянутом и сжатом слоях на расстоянии в 5 мм от каждого края симметрично срединной плоскости образца. Изготовленные образцы композитов испытывались на чистый изгиб в возрасте 28 суток. Расстояние между крайними опорами составляло 180 мм, между средними 60 мм, скорость 1 мм/мин. По полученным диаграммам была определена величина предела прочности при изгибе по формуле

$$\sigma = \frac{M_{изг}}{W_z} \quad (1)$$

где $M_{изг}$ - максимальный изгибающий момент, кНм; W_z - осевой момент сопротивления, м³.

Результаты испытаний представлены на рис. 3. Из приведенных результатов видно, что предел прочности при изгибе образцов различен и существенно зависит как от типа армирующей нити, так и от вида переплетения. При использовании каждого типа армирующей нити очевидным преимуществом являются полотна с переплетением трико. Именно в них достигается более высокая прочность при изгибе за счет максимальной реализации свойств армирующего ровинга. Передача нагрузки идет более эффективно вследствие меньшего трения между волокнами и большей контактной поверхностью между матрицей и ровингом. Прочность при изгибе у образцов переплетением трико выше, чем у образцов с переплетением цепочка на 19,3% и 25,3% соответственно для стеклянных и углеродных полотен.

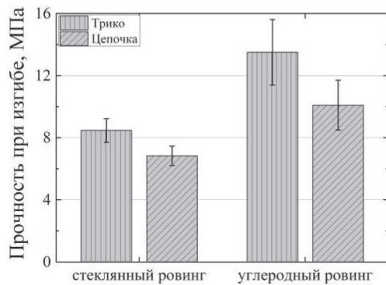


Рис. 3. Предел прочности при изгибе.

Для того чтобы оценить достоверность полученных результатов, был проведен статистический анализ достоверности различных результатов испытания по t-критерию Стьюдента. Результаты расчетов представлены в таблице 2. Значимость определялась на уровне 0,05. Из полученных результатов следует, что между сериями образцов на основе полотен с переплетениями трико и цепочка из стек-

лянных и углеродных ровингов существуют достоверно значимые различия.

Табл. 2. Статистический анализ достоверности различных между сериями образцов

Параметр	Армирующий компонент	Трико-цепочка
Предел прочности при изгибе	стеклянный ровинг	0,0452
	углеродный ровинг	0,0289

Выводы

На примере композитов с минеральной матрицей, армированных текстильными полотнами из высокопрочных стеклянных и углеродных нитей, проанализирована взаимосвязь строения и свойств. Результаты экспериментальных исследований отчетливо показали существенное влияние, как типа переплетения, так и вида используемого армирующего ровинга, на механические свойства образцов цементных композитов. Продемонстрированное различие в значениях предела прочности при изгибе образцов композитов объясняется различием строения армирующего полотна. При изменении типа переплетения форма поперечного сечения варьируется от плоской расплюсченной до круглой. расплюсченная форма позволяет максимально реализовать свойства композиционного материала за счет большей контактной длины сечения. В случае переплетения цепочка контактная длина образца существенно меньше. Кроме того, в круглом поперечном сечении филаменты находящиеся в срединной части сечения не работают. Данный факт приводит к более низким прочностным характеристикам композиционного материала.

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. J.W.S. Hearle, M. Konopasek, A. Newton, On Some General Features of a Computer-Based System for Calculation of the Mechanics of Textile Structures, *Text. Res. J.* 42 (1972) 613–626.
4. Г. Н. Кукин, А. Н. Соловьев, А.И. Кобляков. Текстильное материаловедение (волокна и нити), ч. 2 – М.: Легпромбытиздат, 1989, – 352 с.
5. Г. Н. Кукин, А. Н. Соловьев, А. И. Кобляков. Текстильное материаловедение (текстильные полотна и изделия), – М.: Легпромбытиздат, 1992, – 272 с.
6. Stolyarov O, Quadflieg T and Gries T. Effects of fabric structures on the tensile properties of warp-knitted fabrics used as concrete reinforcements. *Text Res J* 2015; 85: 1934–1945.

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА Al_2O_3 /ГРАФЕН КОМПОЗИТА, ПОЛУЧЕННОГО МЕТОДОМ ПЛАЗМЕННО-ИСКРОВОГО СПЕКАНИЯ

Столяров В.В.^{1,2*}, Мисоченко А.А.^{1,2}, Григорьев Е.Г.², Жолнин А.Г.², Кляцкина Е.А.³

¹ИМАШ РАН, Москва, Россия, *vistol@mail.ru

²Национальный исследовательский ядерный институт «МИФИ»

³Instituto de Tecnologia de Materiales. Universitat Politècnica de València

Аннотация: Представлены результаты исследования структуры и свойств нанокompозита Al_2O_3 /графен, полученного методом спарк-плазменного спекания (СПС). Показано, что добавка графена до 2 вес.% позволяет на 2-3 порядка повысить износостойкость и электропроводность по сравнению с обычным корундом, полученным традиционным спеканием.

Ключевые слова: корунд, графен, спарк-плазменное спекание, нанокompозит, трение, износ

Введение

Создание упрочненных графеном алюминиевых композитов (G/Al_2O_3) в последние годы вызывает повышенный интерес многих исследователей [1-4]. Это связано с возможным повышением в них не только механических и электрических свойств, но и значительного (на несколько порядков) улучшения износостойкости. В этой связи целью работы является исследование влияния содержания графена на структуру и трибологические характеристики - трение и износ.

Экспериментальный материал и методы

С использованием метода плазменно-искрового спекания при температуре 1500°C и выдержке 10 мин. были получены нанокompозиты Al_2O_3 в форме диска $\varnothing 15 \times 1$ мм с высокой плотностью и однородно распределенным внутри наночешуйчатым графеном. Исследовано влияние концентрации графена, диспергированного до 2 вес. % в нанокompозит мокрым ультразвуковым методом в растворителе диметилфторамид на особенности структуры в изломе, коэффициент трения и износостойкость.

Экспериментальные результаты

Повышение содержания графена снижает плотность композита (рис.1а) и незначительно повышает микротвердость (рис.1б) нанокompозита. Типичная структура нанокompозита в изломе подтверждает отсутствие пористости, наличие внутри зерен плоских частиц Г (рис.2а) и наличие агломератов Г (рис.2б). Энергодисперсионный анализ в сканирующем микроскопе показал, что химический состав агломератов соответствует только атомам С. Тонкий анализ с применением просвечивающей микроскопии позволил установить, что частицы Г преимущественно располагаются внутри зерен (рис.3а) и заметно реже на их границах (рис.3б).

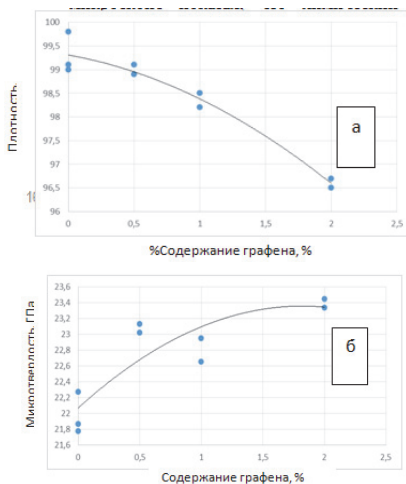


Рис. 1. Влияние графена на относительную плотность (а) и микротвердость (б) композита

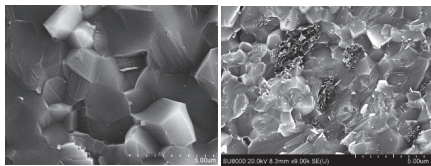


Рис. 2. Фрактография излома композита: а - 0,5%Г; б - 2% Г

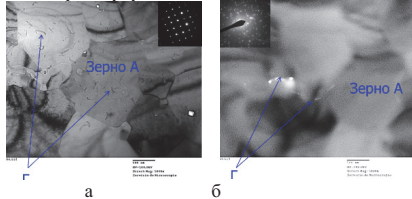


Рис.3. Частицы Г внутри (а) и на границах (б) зерен.

Обнаружено, что добавка графена в количестве

до 2 вес. % в нанокерамический композит позволяет на 2-3 порядка уменьшить износ, при этом коэффициент трения, слабо меняясь, может достигать минимальной величины $K_{тр} = 0.42$. Этот результат подтверждается микроскопическим исследованием дорожек износа, которое свидетельствует, что ширина дорожки износа на образце с 1% графена на порядок меньше по сравнению с образцом без графена.

Механические свойства композита повышаются не только с введением графена, но особенно заметно с заменой СМК исходного порошка на нанопорошок (табл.1, рис.4).

Табл.1. Механические свойства композита

Образец	Прочность при изгибе, МПа	Hv, ГПа
СМК Al_2O_3 (*)	200	20
СМК Al_2O_3 -0.5%Г	210	21
нано Al_2O_3 -0.5%Г	260	27

На примере модуля упругости E , измеренного при наноиндентировании для композита с 0.5% Г, было показано, что различие в величине E для нано и СМК композита максимально в приповерхностных слоях и практически исчезает в объеме образца (рис.4). Этот вывод относится и к относительной ошибке измерения E , которая в несколько раз уменьшается в объеме по сравнению с поверхностью.

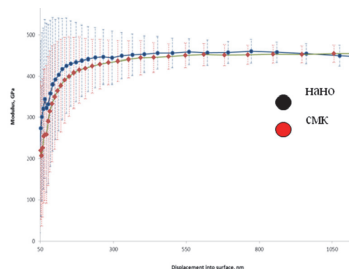


Рис.4. Влияние глубины наноиндентирования на модуль E

Исследование методом Рамановской спектроскопии подтвердило, что в процессе СПС компактирования порошков аллотропная форма углерода в виде графена сохраняется (рис.5). Это позволяет утверждать, что уникальные свойства композита обусловлены

особым атомарным строением вводимой добавки.

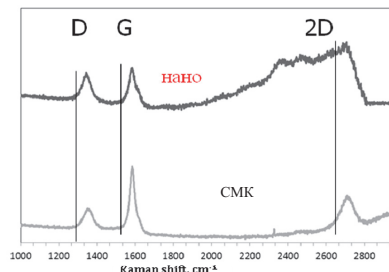


Рис.5. Рамановский спектр графена в нано и СМК композите.

Особый интерес представляют результаты исследования электропроводимости композита, который без графена является диэлектриком. Как видно из рис.6 электропроводимость композита с температурой слабо растет, однако она практически не зависит от содержания графена. Исключение составляет интервал температур 700-1000 °С, в котором электропроводимость возрастает скачком, особенно сильно для композита с графеном.

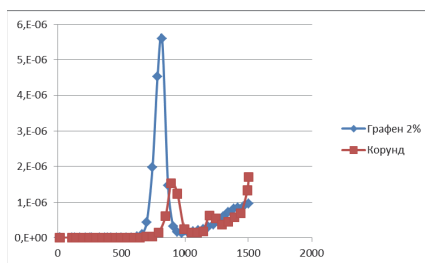


Рис.6. Температурная зависимость нанокompозита с графеном и без.

- 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.

ГИПОТЕЗА СУММИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ ПРИ КВАЗИСЛУЧАЙНОМ НАГРУЖЕНИИ ЭЛЕМЕНТОВ КОМПОЗИТНЫХ АВИАКОНСТРУКЦИЙ

Стрижиус В.Е.

АО "АэроКомпозит", Москва, Россия; v_strizhius@aerocomposit.ru

Аннотация: Для выполнения инженерных расчетов на усталость при квазислучайном нагружении слоистых композитов, представляющих элементы продольного набора композитного крыла самолета транспортной категории, предложена специальная гипотеза суммирования усталостных повреждений. Сформированы основные положения метода расчета усталостной долговечности подобных элементов с использованием предложенной гипотезы. Представлены примеры расчетов, показано хорошее совпадение аналитических результатов и экспериментальных данных.

Ключевые слова: слоистые полимерные композиционные материалы, усталостная долговечность, суммирование усталостных повреждений.

Введение

Известно, что важнейшее значение при использовании полимерных композиционных материалов (ПКМ) приобретает возможность управления физико-механическими характеристиками ПКМ, в том числе характеристиками сопротивления усталости. Однако в настоящее время практически отсутствуют надежные расчетные методы оценки таких характеристик, что является серьезным препятствием для внедрения ПКМ в производство авиаконструкций. Особая проблема заключается в отсутствии приемлемой для расчетов на усталость слоистых ПКМ гипотезы суммирования усталостных повреждений.

Особенно остро проблема отсутствия приемлемой гипотезы суммирования усталостных повреждений стоит при расчетах на усталость слоистых ПКМ при сложном программном нагружении, имитирующем реалистичное полетное нагружение элементов конструкции современного самолета. Такой вид программного нагружения представляет, например, известная стандартизованная квазислучайная программа "TWIST" (Transport Wing Standard Test) [1], имитирующая полетное нагружение крыла самолета транспортной категории.

С целью повышения точности подобных расчетов для случая квазислучайного нагружения одноосным растяжением-сжатием слоистых ПКМ, представляющих элементы продольного набора композитного крыла самолета транспортной категории, предложена специальная гипотеза суммирования усталостных повреждений.

Некоторые гипотезы суммирования усталостных повреждений слоистых ПКМ

Рассмотрены некоторые известные гипотезы, применяемые в настоящее время для оценок суммирования усталостных повреждений при многоступенчатом и сложном программном нагружении слоистых ПКМ:

- гипотеза Пальмгрена-Майнера;
- гипотеза Марко-Старки [2];
- гипотеза Хау и Оуэна [3].

В табл. 1 представлены основные соотношения представленных гипотез.

В плане практического использования представленных гипотез при расчетных оценках усталостной долговечности при квазислучайном программном нагружении слоистых ПКМ можно отметить следующее.

Табл. 1. Основные соотношения рассмотренных гипотез суммирования усталостных повреждений

Гипотеза суммирования	Основное соотношение
Пальмгрена-Майнера	$D = \sum \frac{n_i}{N_i}$
Марко-Старки	$D_i = \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^6$
Хау и Оуэна	$D = \sum_{i=1}^k \left[A \left(\frac{n_i}{N_i} \right) + B \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^2 \right]$

Хорошо известны основные достоинства гипотезы Пальмгрена-Майнера: простота, отсутствие постоянных, универсальность для любого вида программного нагружения. Однако известно, что разница между результатами расчета с использованием гипотезы Пальмгрена-Майнера и экспериментальными данными может составлять более 300%, что явно неприемлемо для проектирования элементов авиаконструкций.

Очевидны основные достоинства гипотезы Марко-Старки: зависимость поврежденности от уровня нагружения, возможность учета истории нагружения, что особенно важно при многоступенчатом нагружении. Вместе с тем, в отечественных и зарубежных исследованиях отсутствуют какие-либо данные о применении гипотезы Марко-Старки при расчетах на усталость слоистых ПКМ при квазислучайном нагружении.

В работе [4] представлены данные об удовлетворительных результатах практического использования соотношения гипотезы Хау и Оуэна при расчетных оценках усталостной долговечности ламинатов из углепластика с механическим крепежом, испытанных квазислучайной программой FALSTAFF (Fighter Aircraft Loading STandard For Fatigue). Таким образом, можно говорить об опре-

деленных перспективах использования гипотезы Хау и Оуэна при квазислучайном нагружении слоистых ПКМ.

Предлагаемая гипотеза

По результатам детального анализа и специальной обработки экспериментальных данных, представленных в работах [5-6], может быть предложена гипотеза, в определенном смысле «синтезирующая» отдельные достоинства гипотез, представленных выше.

Основные положения предлагаемой гипотезы представлены ниже.

1. Предполагается, что при квазислучайном нагружении, характерном для элементов продольного набора крыла самолета транспортной категории, для слоистых ПКМ со свободными отверстиями, работающими в условиях одноосного растяжения-сжатия, для блока нагрузок квазислучайной программы справедливо соотношение

$$D_{block} = \sum_{i=1}^k D_i = \sum_{i=1}^k \left[A_i \times \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^{c_i} \right], \quad (1)$$

где D_{block} – накопленное усталостное повреждение за блок нагрузок квазислучайной программы; D_i – накопленное усталостное повреждение на i -ом уровне нагружения программы; n_i – количество циклов на i -ом уровне нагружения; N_i – количество циклов до разрушения рассматриваемого ПКМ на i -ом уровне нагружения; k – количество уровней нагружения блока нагрузок квазислучайной программы; A_i и c_i – константы соотношения, значения которых зависят от уровня нагружения и типа ПКМ.

Предполагается, что значения констант A_i и c_i должны определяться с использованием итерационной процедуры, направленной на приведение в соответствие экспериментальных данных и соотношения (1).

2. Накопленное повреждение в момент усталостного разрушения (повреждения)

$$D = N_{block} \times D_{block} = 1,$$

где N_{block} – усталостная долговечность слоистого ПКМ в количестве блоков программного нагружения.

Отсюда:

$$N_{block} = 1/D_{block}.$$

3. Усталостная долговечность слоистого ПКМ в количестве полетов определяется как

$$N_{fl} = N_{block} \times NPB,$$

где NPB – размер (в полетах) блока программных нагрузок квазислучайной программы.

4. Предполагается, что специальная гипотеза, основные положения которой представлены выше, будет справедлива не только для слоистых ПКМ со свободными отверстиями, но и для элементов с геометрическими концентраторами другого типа, а также для элементов без концентрации напряжений.

Пример расчета

Ниже приведен пример расчетной оценки усталостной долговечности образцов со свободным отверстием из углепластика T300/5208 [45/0/-45/90]_{2s}, представленных в работе [6], при нагружении блоком нагрузок стандартизированной квазислучайной программы «TWIST».

В табл. 2 представлены уровни и повторяемость циклических нагрузок этой программы.

Табл. 2. Уровни и амплитуды циклических нагрузок программы «TWIST»

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

($\sigma_m = 111$ МПа – среднее напряжение воздушного этапа)

В табл. 3 приведены значения констант A_i и c_i соотношения (1), полученные с использованием итерационной процедуры, направленной на приведение в соответствие экспериментальных данных и соотношения (1).

Табл. 3. Значения констант A_i и c_i соотношения (1)

Уровень нагружения	$\bar{\sigma}_{min}$	A_i	c_i
I	-0,884	1,05	0,8
II	-0,85	1,05	0,8
III	-0,782	1,05	0,8
IV	-0,731	1,05	0,8
V	-0,6783	0,9	1,0
VI	-0,6256	0,9	1,0
VII	-0,5729	0,9	1,0
VIII	-0,5202	0,9	1,0
IX	-0,4675	0,9	1,0
X	-0,4156	0,9	1,0

На рис. 1 представлено сравнение расчетных значений усталостных долговечностей, полученных с использованием гипотезы Хау-Оуэна и предлагаемой гипотезы, и экспериментальных данных.

На рис. 2 представлено сравнение расчетных значений усталостных долговечностей, полученных с использованием гипотезы Пальмгрена-Майнера, и экспериментальных данных (по данным работы [6]).

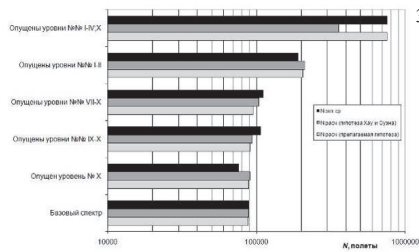


Рис. 1. Сравнение расчетных и экспериментальных усталостных долговечностей образцов со свободными отверстиями из углепластика T300/5208 [45/0/-45/90]₂ при нагружении программой “TWIST”

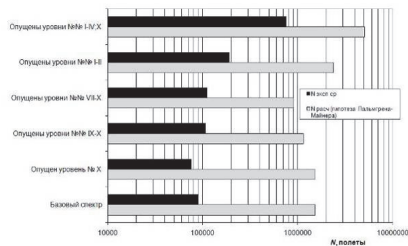


Рис. 2. Сравнение расчетных (с использованием гипотезы Пальмгрена-Майнера) и экспериментальных усталостных долговечностей образцов со свободными отверстиями из углепластика T300/5208 [45/0/-45/90]₂ при нагружении программой “TWIST”

По результатам анализа данных, представленных на рис. 1–2, можно сделать ряд важных выводов. 1. Можно признать в целом *удовлетворительной* точность расчетных оценок усталостной долговечности рассматриваемых образцов, полученную с использованием гипотезы суммирования повреждений Хау-Оуэна, однако следует отметить отсутствие в основном соотношении гипотезы ясной зависимости вклада в суммарную повреждаемость квазислучайного спектра дискретных повреждаемостей от различных уровней нагружения. *Подобная зависимость признается многими исследователями как одна из главных особенностей процесса накопления усталости в слоистых ПКМ.*

2. Расчетные оценки усталостной долговечности рассматриваемых образцов с использованием гипотезы линейного суммирования усталостных повреждений Пальмгрена-Майнера показали неприемлемую точность расчетных оценок.

3. Можно признать приемлемой точность расчетных оценок усталостной долговечности рассматриваемых образцов, полученную с использованием предлагаемой гипотезы суммирования повреждений и сформированного метода расчета на усталость. Однако следует отметить, что повышение точности расчетов в значительной степени достигнуто за счет большего числа параметров, используемых в предложенной гипотезе. Следует также отметить наличие в основном соотношении предлагаемой гипотезы ясной зависимости вклада в суммарную повреждаемость квазислучайного спектра дискретных повреждаемостей от различных уровней нагружения.

Полученные результаты расчетных оценок усталостной долговечности рассматриваемых образцов при разных уровнях усечения базового спектра программы “TWIST” полностью подтверждают выводы, сделанные ранее другими исследователями (в частности, автором работы [6]):

- усталостная долговечность слоистых ПКМ более чувствительна к усечению высоких нагрузок, чем к усечению малых нагрузок;
- усечение малых нагрузок позволит значительно сократить время испытаний без каких-либо значительных изменений результатов испытаний.

5. Очевидно, что для более широкого использования предлагаемой гипотезы необходимо создание специальной базы значений констант A_i и c_i соотношения (1) для различных спектров квазислучайного программного нагружения и различных элементов из ПКМ. Примером начальной версии подобной базы могут служить данные, представленные в табл. 3.

1. 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.
2. Marco S.M. and Starkey W.L. Effect of Complex Stress-Time Cycles on the Fatigue Properties of Metals // ASME Trans. — 1954. — 76.
3. 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.
4. Bond I.P., Farrow I.R. Fatigue life prediction under complex loading for XAS/914 CFRP incorporating a mechanical fastener // Int J Fatigue. — 2000. — Vol. 22(8). — P. 633–644.
5. 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.
6. Phillips E.P. Effects of Truncation of a Predominantly Compression Load Spectrum on the Life of a Notched Graphite/Epoxy Laminate // Fatigue of Fibrous Composite Materials, ASTM STP 723 / Ed. by K.N. Lauraitis. — ASTM, 1981. — P. 197–212.

ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТОЛЩИНЫ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО СЛОЯ - НОМИНАЛЬНОЙ И ИЗМЕРЕННОЙ, ВЛИЯНИЕ ЭТИХ ОСОБЕННОСТЕЙ НА ПРОГНОЗИРОВАНИЕ СВОЙСТВ СЛОЙСТОГО КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА

Таирова Л.П.^{*}, Смердов А.А.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия; ^{*}com-or@yandex.ru

Аннотация: Характеристики однонаправленного слоя, в том числе – толщина слоя, являются исходными данными при проектировании и расчетах конструкций из композитных материалов. Измеренные толщины структур, по которым могут быть определены толщины отдельных слоев, весьма существенно зависят от случайных колебаний технологических параметров. Использование при расчетах и анализе данных экспериментов номинальной толщины, зависящей от структурных параметров материала, позволяет улучшить соответствие расчета и эксперимента.

Ключевые слова: композитные материалы, толщина слоя, расчет, эксперимент, технология изготовления.

Постановка задачи

Характеристики однонаправленного слоя, в том числе – толщина, являются исходными данными при проектировании и расчетах конструкций из композитных материалов. Пределы прочности, модули упругости слоя определяются экспериментально для определенной толщины слоя. Обычно у образцов для испытаний или элементов конструкций измеряется общая толщина и делится на количество слоев – это измеренная толщина слоя. Она имеет разбросы, связанные с колебаниями технологических параметров (процентного содержания связующего, количества микропор, случайными искривлениями волокон).

Существенное влияние на толщину слоя оказывает технология изготовления конструкции. Так, при выкладке из препрега и последующем прессовании слои не пересекаются по толщине, имеют незначительное количество микропор, что позволяет получить слои толщиной около 0,1 мм. При намотке, плетении отдельные пряди, жгуты пересекаются, поэтому об однонаправленном слое можно говорить с определенной долей условности, однако модели материала, основанные на послойном анализе [1, 2], и здесь дают вполне удовлетворительное соответствие с экспериментом.

Необходимость сопоставления характеристик прочности и жесткости слоя, реализованных в слоях при разных схемах армирования, приводит к необходимости использования толщины слоя, не зависящей от случайных колебаний технологических параметров. Такую толщину называют обычно номинальной. Ее определяют часто как среднюю измеренную для наиболее значимых при изготовлении реальной конструкции схем армирования. Однако более целесообразно, как показывает наш опыт анализа экспериментальных данных, ввести расчетное значение номинальной толщины слоя для номинальных значений основных технологических параметров. Рассмотрим далее варианты вычисления такой толщины и пренебрежества ее использования.

Номинальная толщина при изготовлении композита выкладкой и прессованием

Однонаправленный слой при выкладке формируется из предварительно пропитанных связующим

и подсушенных лент (препрега). Содержание волокон в препреге стремится обеспечить близкое к оптимальному, а толщина препрега и задается обычно производителем в качестве номинальной толщины слоя.

Номинальную толщину слоя можно вычислить, если известно количество p жгутов или нитей (элементов наполнителя) с погонной плотностью T_n , уложенных в препреге на единице ширины (в направлении, перпендикулярном направлению волокон). Пусть OX – ось координат, совпадающая с направлением волокон в слое, ось OY – перпендикулярна к ней и лежит в плоскости слоя, OZ – перпендикулярна плоскости слоя. Суммарная площадь поперечного сечения волокон S_n одного элемента наполнителя в плоскости YOZ равна отношению погонной плотности этого элемента T_n к объемной плотности материала наполнителя ρ_n . Если считать объемное содержание наполнителя v_n равным оптимальному, то соответствующая этому v_n суммарная площадь поперечного сечения пропитанного связующим элемента наполнителя:

$$S_s = \frac{S_n}{v_n} = \frac{T_n}{\rho_n v_n} \quad (1)$$

При количестве p элементов наполнителя на единицу ширины слоя номинальная толщина слоя равна

$$h_n = \frac{T_n p}{\rho_n v_n} \quad (2)$$

Так, например, для жгута из углеволокон с погонной плотностью 1020 текс и плотностью материала волокон 1,81 г/см³ площадь поперечного сечения волокон в жгуте 0,564 мм². Для объемного процентного содержания волокон 70%, типичного для углепластика, $S_s = 0,806$ мм². Если на ширине 10 мм уложены 2 таких жгута, то $h_n = 0,16$ мм. Номинальная толщина композита с различными углами укладки волокон равна h_n , умноженной на количество слоев.

Как показывает опыт испытаний изготовленных прессованием образцов, измеренная толщина слоя однонаправленных образцов близка к расчетной номинальной, а измеренная толщина слоя композитного материала с различными углами укладки волокон несколько отличается как от расчетной но-

минальной, так и от измеренной толщины однонаправленного слоя. Как правило, измеренная толщина на 3...5% больше номинальной, вероятнее всего, из-за более высокой микропористости композита с различными углами укладки слоев по сравнению с однонаправленным слоем.

При известной схеме армирования характеристики многослойного пакета могут быть вычислены через характеристики слоя [1]. Степень соответствия расчета и эксперимента заметно повышается, если использовать номинальное значение толщины слоя для всех рассматриваемых структур при определении экспериментальных значений модулей упругости и пределов прочности.

Номинальная толщина при изготовлении композита намоткой

Намотка проводится пропитанными связующим элементами наполнителя (жгутами, нитями). Технологическими параметрами при намотке являются: угол ϕ между направлением волокон в элементе наполнителя и продольной осью OX симметрии изделия, шаг намотки b (расстояние между двумя соседними элементами наполнителя в направлении, перпендикулярном волокнам) и погонная плотность элемента наполнителя и объемная плотность материала наполнителя. Содержание связующего полагается близким к оптимальному для каждого типа наполнителя, хотя содержание связующего при намотке, как правило, выше, чем при прессовании.

Принцип определения номинальной толщины слоя в целом аналогичен предыдущему разделу, но надо иметь в виду, что при намотке шаг b может быть различным в слоях с разными углами ϕ . Если в качестве характеристики плотности укладки элементов наполнителя использовать шаг при намотке b , а не количество p элементов на единицу ширины слоя, тогда вместо (1) для номинальной толщины слоя получим:

$$h_n = \frac{T_n}{\rho_n v_n \cdot b}, \quad (3)$$

В каждом винтовом слое присутствуют волокна с углами $\pm\phi$, периодически пересекающимися друг с другом. При $\phi \approx 90^\circ$ (кольцевая намотка) такие пересечения отсутствуют, поэтому в таких слоях содержание связующего несколько ниже, чем в винтовых слоях. Поскольку различия в содержании связующего, как правило, невелики, ими обычно пренебрегают. При необходимости процентное содержание волокон может уточняться с использованием фрагментов материала с кольцевой намоткой и с винтовой намоткой: при известном шаге намотки и количестве слоев намотки можно определить общую длину L_n элементов наполнителя во фрагменте, площадь поперечного сечения элементов – в соответствии с (1). Затем нужно измерить фактический объем фрагмента V_ϕ . Тогда

$$V_\phi = \frac{T_n L_n}{\rho_n v_n}, \quad (4)$$

откуда определяется v_n .

Измеренная средняя толщина слоя, полученная делением измеренной толщины изделия на количество слоев с одинаковым направлением волокон, при намотке, как правило, больше номинальной на 5...10% и оказывается различной для разных схем армирования.

Рассмотрим в качестве примера трубчатый образец, изготовленный намоткой из того же жгута с площадью поперечного сечения $0,564 \text{ мм}^2$, что и в примере предыдущего раздела. При намотке образца на оправку диаметром 45 мм сначала уложены 2 кольцевых слоя с шагом 4 мм, затем – один винтовой с углами между волокнами и продольной осью образца $\pm 20^\circ$, а затем – опять такие же два кольцевых слоя, как два первые. При намотке винтовых слоев расстояние по окружности между двумя соседними жгутами с одним углом укладки было 3 мм, а в направлении, перпендикулярном волокнам, – $3 \cos 20^\circ$, т.е. 2,79 мм. Такая структура обычно обозначается $90^\circ_2/\pm 20^\circ/90^\circ_2$.

Принимая $v_n = 0,7$ для всех слоев, в соответствии с (4) суммарная номинальная толщина четырех кольцевых слоев равна 0,80 мм, а суммарная номинальная толщина двух винтовых слоев – 0,58 мм, поэтому при определении модулей упругости и пределов прочности рассматриваемую структуру предпочтительно задавать как $90^\circ_{0,40}/(\pm 20^\circ)_{0,58}/90^\circ_{0,40}$. С суммарной номинальной толщиной 1,38 мм. При определении характеристик структуры через характеристики слоя можно также использовать обозначение $90^\circ_{2,0}/(\pm 20^\circ)_{2,9}/90^\circ_{2,0}$, т.к. там важны относительные величины толщин слоев. Наилучшее соответствие расчета и эксперимента наблюдается при использовании номинальных толщин слоев и структур, учитывающих содержание наполнителя в каждом слое.

Номинальная толщина при изготовлении композита плетением

Для структур, изготовленных плетением, характерна значительно меньшая плотность укладки элементов наполнителя, чем при намотке. Здесь повторяющийся структурный элемент – слой может состоять либо из винтовых элементов, уложенных под углами $\pm\phi$ к продольной оси изделия, либо из винтовых и продольных элементов. Этот слой образуется во время одного прохода плетения, все элементы наполнителя переплетаются между собой. Между соседними продольными элементами всегда существует расстояние, значительно большее ширины элемента, между соседними винтовыми элементами тоже, как правило, существует расстояние, но оно может изменяться в широких пределах в зависимости от заданных технологических параметров – количества элементов наполнителя по окружности

изделия и угла ϕ . Особенностью плетеных структур является еще и плетение сухими элементами наполнителя с последующей пропиткой связующим под давлением. Для плетеных структур характерно значительно меньшее значение содержания волокон, чем при намотке и прессовании. Образующиеся при плетении расстояния между элементами наполнителя частично заполняются связующим, частично остаются пустыми, причем определить содержание связующего в конкретной структуре достаточно сложно. Поэтому определить номинальную толщину по формулам, аналогичным (2) и (3), нельзя, можно вычислить только величины $h_{\text{сн}}$, характеризующие содержание волокон сухого (непротитанного) наполнителя в части слоя с одинаковым направлением волокон:

$$h_{\text{сн}} = \frac{T_{\text{н}}}{\rho_{\text{н}} \cdot b} \quad (5)$$

Здесь все величины – те же, что и в предыдущих формулах. Эта формула отличается от (3) только отсутствием учета связующего, но, как и (3), позволяет определить соотношения между содержанием волокон разных направлений для разных структур, что позволяет сравнивать модули упругости и пределы прочности, реализованные в исследованных структурах волокнами разных направлений.

Измеренная средняя толщина слоя, полученная делением измеренной толщины изделия на количество проходов плетения, существенно больше, чем сумма $h_{\text{сн}}$ для всех направлений укладки, входящих в слой, не только из-за вклада связующего, но и из-за сложного переплетения элементов наполнителя (рис. 1).

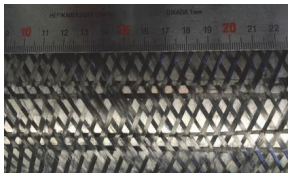


Рис. 1. Пример структуры, изготовленной плетением.

Рассмотрим в качестве примера цилиндрическую оболочку диаметром 270 мм, изготовленную плетением жгутов из углеволокон с площадью поперечного сечения волокон в жгуте $0,211 \text{ мм}^2$. При плетении уложены жгуты в продольном направлении и в направлениях $\pm 65^\circ$. Шаг между продольными жгутами 13,25 мм, между винтовыми – 5,60 мм. Для продольных жгутов $h_{\text{сн}} = 0,016 \text{ мм}$, для винтовых каждого из направлений $h_{\text{сн}} = 0,038 \text{ мм}$. Тогда схема армирования этой оболочки для послыоного анализа может быть записана $0_{0,016/\pm 65^\circ 0,038}$ (индекс относится к каждому из винтовых слоев). Поскольку при послыоном анализе важна относительная толщина,

то схему армирования можно записать: $0/\pm 65^\circ_{2,38}$.

При изготовлении рассматриваемой оболочки продольные жгуты имели ширину примерно 1,5 мм, а винтовые – примерно 2 мм, что при площади волокон в жгуте $0,211 \text{ мм}^2$ дает толщину продольных жгутов $\sim 0,14 \text{ мм}$, а винтовых $\sim 0,10 \text{ мм}$. Поскольку жгуты пересекаются при плетении (рис. 1), то толщина слоя, изготовленного за один проход, изменялась от 0 (в просветах между жгутами) до $\sim 3,4 \text{ мм}$. Оболочка изготовлена за 10 таких проходов, причем начальные положения жгутов сдвигались по окружности так, что все просветы оказались закрыты, а зоны с максимальной и минимальной толщиной отдельных проходов сдвигались так, что измеренная толщина оболочки оказалась изменяющейся от 2,35 мм до 3,66 мм при средней измеренной толщине 2,80 мм. Можно отметить, что зоны с малой и большой толщиной находятся по окружности оболочки на расстоянии 2...5 мм. Приведенные данные говорят о том, что при плетении слой, изготавливаемый за один проход, не имеет такой правильной формы, как при намотке и, тем более – при прессовании.

При послыоном анализе характеристики упругости слоя и многослойной структуры связаны известными соотношениями [1], обеспечивающими хорошее соответствие расчета и эксперимента для композитов, изготовленных прессованием или намоткой, особенно – как уже говорилось ранее, при использовании номинальных толщин. Применение их для структур, изготовленных плетением, тоже показало вполне удовлетворительные результаты при записи схем армирования с учетом плотности укладки волокон в разных направлениях и для средних измеренных толщин. Экспериментальное определение модулей упругости и коэффициентов Пуассона было проведено при растяжении полосок, вырезанных из оболочек диаметром 270 мм в направлении прямолинейной образующей.

Заключение

Обоснованное, определенное с учетом особенностей структуры композита значение номинальной толщины структурного элемента, соответствующего одному и тому же направлению волокон, позволяет увеличить точность расчетов реальных конструкций и степень соответствия расчета и эксперимента.

1. Композиционные материалы: справочник / В.В. Васильев, В.Д. Протасов, В.В. Болотин и др.; под общей редакцией В.В. Васильева, Ю.М. Гарнопольского. – М: Машиностроение, 1990. – 512 с.

2. Смердов А.А., Таирова Л.П. Идентификация характеристик упругости и прочности однонаправленного слоя многослойных углепластиков – особенности реализации при исследовании влияния нанодобавок // Конструкции из композиционных материалов – 2015. - №2 - С.52-58

МЕТОД КОНЕЧНОГО СЛОЯ: ВЫЧИСЛЕНИЕ МЕЖСЛОЙНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И МОДАЛЬНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ СКОРОСТИ ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ЭНЕРГИИ В КОМПОЗИТНЫХ ОБРАЗЦАХ С КРАЕВЫМИ РАССЛОЕНИЯМИ

Тимонин А.М.*

Москва, Россия; *altimonin@mail.ru.

Аннотация: С использованием метода конечного слоя проведены расчеты в одномерной и в двумерной постановках напряженно-деформированного состояния, вычислены межслойные напряжения и модальные составляющие скорости высвобождения энергии G_I , G_{II} и G_{III} в композитных образцах с краевыми расслоениями. Расчет сведен к решению краевой задачи для «жесткой» системы обыкновенных дифференциальных уравнений, которая решается устойчивым численным методом Годунова-Грисоренко. Предложены способы вычисления модальных составляющих с использованием расчетных значений тиковых напряжений и перемещений в вершине расслоения. Получены аналитические решения и новые выражения для податливости образцов и для G_I , G_{II} . Дано сравнение с стандартом ASTM и с результатами, полученными методом виртуального закрытия трещины.

Ключевые слова: метод конечного слоя, образец, расслоение, напряжения межслойные, податливость, скорость высвобождения энергии, задача краевая, система уравнений жесткая.

Введение

В докладе представлены результаты применения разработанного автором метода конечного слоя (МКС) к анализу напряженно-деформированного состояния (НДС) и вычислению модальных составляющих скорости высвобождения энергии при испытаниях расслоенных композитных образцов на определение вязкости разрушения в соответствии с модами I, II и III. Схемы испытаний и размеры образцов показаны на рис. 1 – рис. 3, соответственно.

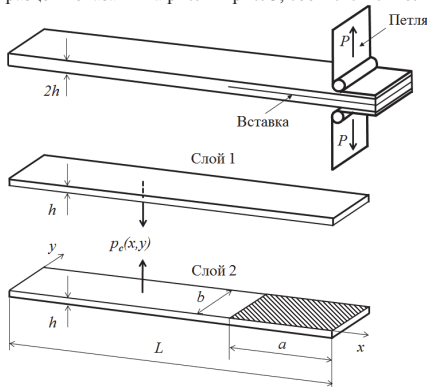


Рис. 1. Мода I: образец для испытаний.

В соответствии с процедурой МКС образцы разделяются на два слоя и в рассмотрение вводятся межслойные напряжения контактного взаимодействия слоев $p_e(x,y)$, $q_e(x,y)$, $t_e(x,y)$. Выбирается модель деформирования каждого слоя под действием приложенных нагрузок, реакций опор и межслойных напряжений. Эта модель должна максимально точно учитывать распределение напряжений на лицевых плоскостях слоя и должна включать выражения для перемещений точек этих плоскостей в зависимости от напряжений на них. Для этого необходимо использовать более точные модели деформирования,

учитывающие производные от напряжений на лицевых плоскостях вплоть до второй включительно. В работах [1-3] даны два таких варианта линейной и геометрически нелинейной модели для балки-полоски. В работе [4] построена подобная модель, описывающая двумерную деформацию анизотропной пластины, составленной из разноразноориентированных ортотропных слоев.

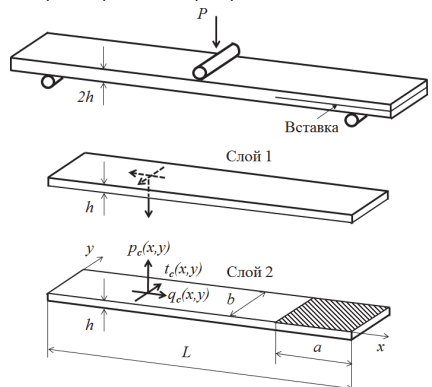


Рис. 2. Мода II: образец для испытаний.

Модель деформирования представляет собой систему дифференциальных уравнений в частных производных, учитывающую поперечные нормальные и сдвиговые напряжения и деформации, дополненную выражениями для перемещений в любой точке слоя, включая лицевые поверхности. Из условий равенства перемещений контактные напряжения на поверхности раздела слоев выражаются через разрешающие функции системы и получаются дополнительные дифференциальные уравнения для межслойных касательных напряжений. Эти уравнения добавляются к основной разрешающей системе вместе с соответствующими граничными условиями для касательных напряжений.

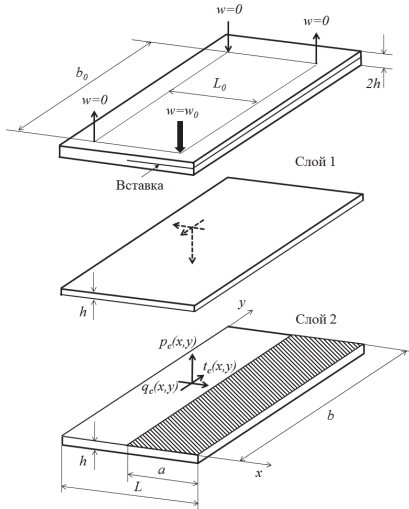


Рис. 3. Мода III: образец для испытаний.

Расчет сводится к решению краевой задачи для связанной системы дифференциальных уравнений в частных производных, описывающей НДС обоих слоев. Наличие среди разрешающих функций быстропеременных функций – межслойных напряжений и их производных, которые резко меняются у вершины расслоения, приводит к тому, что система является «жесткой». Решение краевой задачи выполняется устойчивым численным методом Годунова-Григоренко, который применяется после сведения двумерной краевой задачи к одномерной.

Расчет НДС в одномерной постановке

Для двух рассматриваемых случаев изгиба образцов в соответствии с модами I и II (рис. 1, рис. 2) общепринятым допущением является предположение, что решение зависит только от одной координаты x , отсчитываемой вдоль продольной оси. Предполагая, что приложенные нагрузки и реакции опор поровну распределены между слоями, и используя условия симметрии и антисимметрии, решение сведено к краевой задаче для системы обыкновенных дифференциальных уравнений, описывающей НДС одного из слоев при соответствующих условиях на краях образца и на стыке скрепленного и раскрепленного участка.

Для этих частных случаев также получены аналитические решения разрешающих систем дифференциальных уравнений и выражения для всех параметров НДС, податливостей образцов и для скоростей высвобождения энергии G_I, G_{II} . Сравнение полученных численных и аналитических решений с известными данными [5, 6] и стандартом ASTM [7] дает оценку степени уточнения результатов при ис-

пользовании разработанного подхода [8].

Расчет НДС в двумерной постановке

При проведении испытаний образцов в виде расслоенной пластины в соответствии с модой III три угловые точки нагрузочного четырехугольника $b_0 \times L_0$ закреплены от вертикального смещения, а в четвертой задано перемещение w_0 (рис. 3). В этом случае параметры НДС существенно зависят от двух координат x и y . Двумерная краевая задача сводится к одномерной с помощью метода прямых. Проводятся прямые линии, параллельные оси x , с координатами $y_i = i\Delta$, $i = \overline{1, N+1}$, $\Delta = b/N$. Линии y_0, y_N совпадают с контурными линиями пластины, линии y_{-1}, y_{N+1} – законтурные. После замены частных производных по y разностными выражениями разрешающая система сводится к связанной системе обыкновенных дифференциальных уравнений для искоемых функций на линиях. Уравнения для контурных линий подчиняются граничным условиям на свободных продольных кромках пластины.

На рис. 4 представлены распределения нормального напряжения $p_c(x, y)$ (мода I) и касательного напряжения $q_c(x, y)$ (мода II) на срединной плоскости образцов, показанных на рис. 1 и рис. 2. Установлено, что для моды II вблизи вершины расслоения также присутствуют незначительные по величине касательные напряжения $t_c(x, y)$.

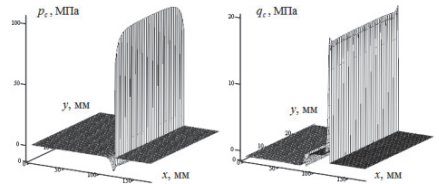


Рис. 4. Распределения межслойных напряжений (моды I, II).

Распределения касательных напряжений $q_c(x, y)$, $t_c(x, y)$ в образце при испытании по моде III показаны на рис. 5. Размеры образца [9], указанные на рис. 3, равны: $L = 1.5d$; $a = L/2$; $b = 3.5d$; $L_0 = 1.25d$; $b_0 = 3d$; $d = 25.4 \text{ мм}$; $h = 2.4 \text{ мм}$; схема укладки слоев

$[0/(\pm 45)_3/(\mp 45)_3/0]_s$; упругие характеристики

однонаправленного композита G400-800/R6376, принятые при расчете: $E_1 = 151 \text{ ГПа}$; $E_2 = E_3 = 8.97 \text{ ГПа}$;

$G_{12} = G_{13} = G_{23} = 5.15 \text{ ГПа}$; $\nu_{21} = \nu_{31} = \nu_{32} = 0.325$.

При решении задачи методом прямых количество линий $N = 56$ и шаг сетки выбирались так, чтобы стороны нагрузочного четырехугольника, параллельные оси x , совпали с линиями сетки. При этом было принято $L_0 = L$, то есть угловые точки четырехугольника смещены на кромки образца

$x = 0, x = L$.

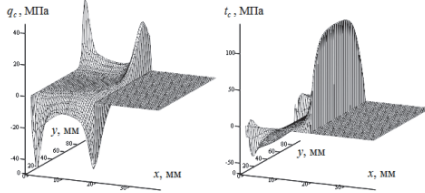


Рис. 5. Распределения межслойных напряжений (мода III).

Вычисление модальных составляющих скорости высвобождения энергии

Существенной особенностью данного подхода является то, что при расчете непосредственно определяются нормальные и касательные напряжения на плоскости скрепления слоев, включая пиковые значения в вершине расслоения, и соответствующие перемещения точек этой плоскости. Это позволяет [8] определить значения G_I , G_{II} и G_{III} , вычисляя интеграл Ирвина без использования техники виртуального закрытия трещины. При этом возможны два способа вычисления: первый использует расчетные значения пиковых напряжений и значения разрывов перемещений в вершине расслоения, второй базируется на раскрытии неопределенности в вершине расслоения, использует напряжения и производные от напряжений и перемещений.

На рис. 6 сплошной линией показаны распределения вдоль фронта расслоения модальных составляющих G_{II} и G_{III} в образце при испытаниях по моде III. Кривые с ромбами показывают результаты конечно-элементного расчета, полученные в работе [9] с использованием техники виртуального закрытия трещины.

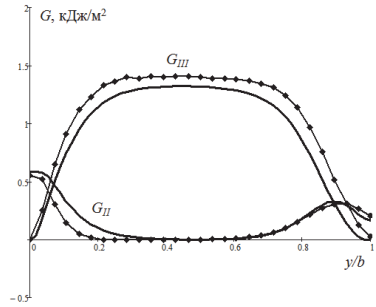


Рис. 6. Распределения G_{II} и G_{III} (мода III).

Полученные результаты позволяют сделать вывод об эффективности представленного в работе подхода, основанного на МКС, для вычисления межслойных напряжений в слоистых композитах при наличии расслоений с последующим расчетом модальных составляющих скорости высвобождения энергии для оценки развития трещин.

1. 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.
2. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоений композитов. Ч. 2. Нелинейные задачи // Механика Композит. Матер. – 2013. – Т. 49, № 4. – С. 553 – 568.
3. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоений композитов. Ч. 3. Устойчивость // Механика Композит. Матер. – 2014. – Т. 50, № 2. – С. 267 – 278.
4. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Изгиб и скручивание слоистых пластин с расслоениями // Механика Композит. Матер. – 2016. – Т. 52, № 1. – С. 77 – 104.
5. Ozdil F., Carlsson L.A. Beam analysis of angle-ply laminate DCB specimens // Composite Science and Technology. – 1999. – Т. 59, № 2. – P. 305 – 315.
6. Gunderson J.D., Brueck J.F., Paris A.J. Alternative test method for interlaminar fracture toughness of composites // International Journal of Fracture. – 2007. – Т. 143, № 3. – P. 273 – 276.
7. ASTM D6671/D6671M-06 "Standard Test Method for Mixed Mode I – Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites", – West Conshohocken, Pennsylvania: Amer. Society for Testing and Materials, 2006. – 14 p.
8. 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.
9. Li J., Lee S.M., Lee E.W., O'Brien T.K. Evaluation of the edge crack torsion (ECT) test for mode III interlaminar fracture toughness of laminated composites. NASA TM 110264. – Hampton VA: NASA Langley Research Center, 1996. – 33 p.

НОВАЯ УТОЧНЕННАЯ ТЕОРИЯ ОРТОТРОПНЫХ ОБОЛОЧЕК И ЕЕ ПРИМЕНЕНИЕ В МЕТОДЕ КОНЕЧНОГО СЛОЯ

Тимонин А.М.*

Москва, Россия; *altimonin@mail.ru.

Аннотация: Построен вариант теории ортотропных оболочек, учитывающей поперечные нормальные и сдвиговые напряжения и деформация и степень изменения нагрузок на лицевых поверхностях вплоть до второй производной. Уравнения теории использованы в качестве модели деформирования слоя в методе конечного слоя. Проведена оценка точности получаемых результатов и приведены примеры использования при расчетах конструктивных элементов с дефектами: 1) анализ напряженно-деформированного состояния в расслоенной зоне радиусного скругления композитного стрингера, вычисление модальных составляющих скорости высвобождения энергии в зависимости от размеров расслоения, определение условий стабилизации трещины; 2) расчет под действием давления двухслойной ортотропной пластины с локальным разрезом одного слоя.

Ключевые слова: метод конечного слоя, теория уточненная, пластина, стрингер композитный, дефект, скорость высвобождения энергии, задача краевая, система уравнений жесткая.

Введение. Метод конечного слоя

Доклад посвящен дальнейшему развитию метода конечного слоя (МКС) на задачи расчета слоистых оболочек с дефектами в виде расслоений и разрывов слоев. МКС предложен в работах [1–3], где он использован для анализа напряженно-деформированного состояния (НДС), межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости конструктивных элементов в виде балки-полоски со слоями разной длины, имеющей локальные расслоения. В работе [4] метод распространен на двумерные задачи изгиба и кручения пластин с расслоениями. В работе [5] метод использовался для получения точных численных и аналитических решений и построения выражений для податливостей и скоростей высвобождения энергии в двух видах испытаний образцов на вязкость разрушения.

В соответствии с процедурой МКС [1] многослойный пакет разделяется на отдельные слои и в рассмотрение вводятся межслойные напряжения. Далее выбирается (строится) модель деформирования слоя. Основные требования к модели, которые являются ключевыми для дальнейшего применения, следующие: 1) используемые соотношения должны максимально точно описывать распределение нормальных и касательных напряжений на лицевых поверхностях с учетом их производных, включая вторую производную от касательного напряжения; 2) выражения для перемещений точек лицевых поверхностей должны содержать напряжения на этих поверхностях и их производные. При выполнении этих требований межслойные напряжения выражаются через разрешающие функции задачи из условий совместности перемещений слоев и формулируются дополнительные дифференциальные уравнения для межслойных касательных напряжений. Эти уравнения добавляются к основной разрешающей системе вместе с соответствующими граничными условиями. В итоге получается связанная система дифференциальных уравнений относительно

основных разрешающих функций, описывающих НДС каждого слоя, и дополнительных функций – межслойных касательных напряжений. Добавление в систему быстропеременных функций – касательного напряжения и его производной приводит к тому, что система становится «жесткой». Решение краевой задач для полученной системы проводится устойчивым численным методом Годунова–Григоренко, который применяется после сведения двумерной задачи к одномерной.

Уравнения уточненной теории оболочек

Уравнения теории оболочек, которые используется в качестве модели деформирования слоя и удовлетворяют указанным требованиям, получены из соотношений теории упругости ортотропного тела, при следующих предположениях о зависимости напряжений σ_{ij} и перемещений u, v, w от поперечной координаты z :

$$\sigma_{11} = \frac{a_0 + a_1 z}{1 + k_2 z}, \quad \sigma_{13} = \frac{c_0 + c_1 z + c_2 z^2}{1 + k_2 z},$$

$$\sigma_{22} = \frac{d_0 + d_1 z}{1 + k_1 z}, \quad \sigma_{23} = \frac{e_0 + e_1 z + e_2 z^2}{1 + k_1 z},$$

$$\sigma_{33} = \frac{g_0 + g_1 z + g_2 z^2 + g_3 z^3}{(1 + k_1 z)(1 + k_2 z)}, \quad \sigma_{12} = b_0 + b_1 z,$$

$$u = u_0 + \alpha_1 z + \beta_1 z^2 + \gamma_1 z^3, \quad v = v_0 + \alpha_2 z + \beta_2 z^2 + \gamma_2 z^3,$$

$$w = w_0 + \alpha_3 z + \beta_3 z^2 + \gamma_3 z^3 + \delta_1 z^4.$$

Здесь коэффициенты при z являются функциями, зависящими от интегральных характеристик тензора напряжений – погонных усилий и моментов, средних по толщине перемещений и поворотов, нагрузок на лицевых поверхностях, физико-механических характеристик и геометрии оболочки; k_i – главные кривизны срединной поверхности.

Полученная система уравнений учитывает поперечные нормальные и сдвиговые напряжения и деформации и включает 13 дифференциальных уравнений в частных производных. Система дополнена тремя выражениями для перемещений

точек лицевых поверхностей оболочки. Для частного случая ортотропных пластин уравнения совпадают с ранее полученными в работе [4].

Тестовый пример. Оценка точности

Оценка точности результатов применения полученных соотношений уточненной теории оболочек проводилась на примере изгиба краевой силой и моментом полукольца композитного образца, используемого в экспериментах для определения поперечной прочности [6]. Полукольцо относится к классу толстых оболочек с соотношением $h/R = 0.32$. Точное распределение радиальных напряжений в среднем сечении полукольца [7] приведено на рис. 1 сплошной линией. Кривыми с ромбами показаны результаты расчета: слева – без разделения стенки на слои, справа – при разделении стенки на три слоя.

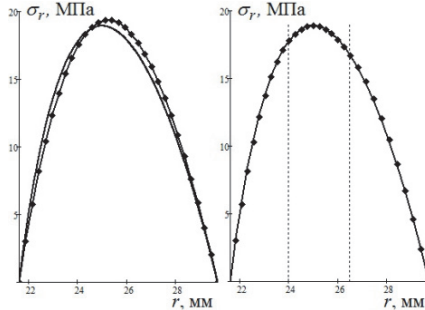


Рис. 1. Радиальные напряжения.

Видно, что с увеличением числа слоев решение приближается к точному. Аналогичным образом изменяются и касательные напряжения.

Анализ НДС композитного стрингера с трещиной

Существенной особенностью МКС является то, что при расчете непосредственно определяются межслойные напряжения, включая пиковые значения в вершине расслоения, и соответствующие перемещения точек лицевых поверхностей слоев. Это позволяет сравнительно легко в конструкциях с множественными расслоениями вычислять значения модальных составляющих скорости высвобождения энергии G_I , G_{II} и G_{III} по расчетным значениям напряжений и перемещений [5].

В качестве примера приведем результаты анализа для L-образного композитного стрингера с трещиной в радиусном скрутлении (рис. 2). Размеры трещины определяются двумя параметрами a_1 , a_2 . Край вертикальной стенки стрингера смещен в горизонтальном направлении на величину $w = 1 \text{ мм}$. Вычисленные значения G_I , G_{II} использовались для

оценки возможности развития трещины в соответствии с критерием стабильности $\Omega \leq 1$, где

$$\Omega = \left(\frac{G_I}{G_{IC}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right)^\beta, \quad \alpha = \beta = 1,$$

$$G_{IC} = 0.19 \text{ КДж} / \text{м}^2, \quad G_{IIC} = 0.46 \text{ КДж} / \text{м}^2.$$

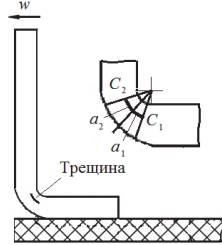


Рис. 2. L-стрингер с трещиной.

На рис. 3 показаны линии пересечения критериальных поверхностей Ω_1 и Ω_2 , построенных для вершин трещины C_1 и C_2 , с единичной плоскостью (сплошные линии) и линия их взаимного пересечения (штриховая).

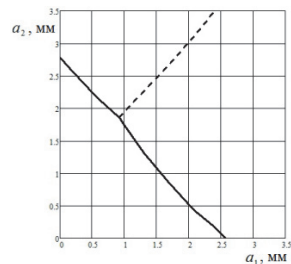


Рис. 3. Области роста и стабильности трещины.

Трещина с размерами из области, прилегающей к началу координат, не растет при заданной нагрузке. Более подробное исследование стабильности трещины проведено на основе анализа областей роста и убывания критериальных функций Ω_1 , Ω_2 .

Поперечный изгиб пластины с дефектом

Другим примером применения полученных уравнений уточненной теории является расчет НДС двухслойной ортотропной пластины с дефектом (рис. 4). Пластина шарнирно оперта по контуру, верхний слой нагружен равномерным давлением. Нижний слой имеет локальный симметричный разрез. На рис. 4 справа показано распределение на половине длины пластины погонного усилия $N_x(x, y)$ в нижнем слое. На рис. 5 даны распределения межслойных касательных

напряжений $q(x, y)$ и $t(x, y)$, действующих в направлении осей x и y , соответственно.

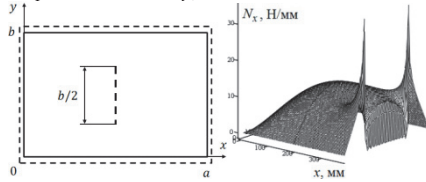


Рис. 4. Пластина с разрезом. Распределение усилия N_x .

Представленные результаты показывают эффективность использования уравнений построенной уточненной теории оболочек при анализе НДС и межслойных напряжений в элементах конструкций из композитных материалов, в том числе при наличии в них дефектов в виде расслоений и разрезов слоев.

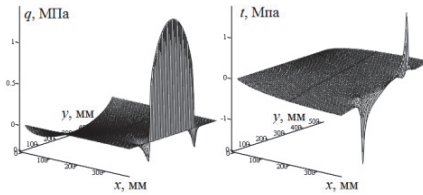


Рис. 5. Распределение касательных напряжений.

1. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоенных композитов. Ч. 1. Линейные задачи // Механика Композит. Матер. – 2013. – Т. 49, № 3. – С. 339 – 356.
2. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоенных композитов. Ч. 2. Нелинейные задачи // Механика Композит. Матер. – 2013. – Т. 49, № 4. – С. 553 – 568.
3. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Единый подход к численному анализу межслойных напряжений, больших прогибов и устойчивости расслоенных композитов. Ч. 3. Устойчивость // Механика Композит. Матер. – 2014. – Т. 50, № 2. – С. 267 – 278.
4. Тимонин А.М. Метод конечного слоя: Изгиб и скручивание слоистых пластин с расслоениями // Механика Композит. Матер. – 2016. – Т. 52, № 1. – С. 77 – 104.
5. 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.
6. Ko W.L., Jackson R.H. Open-Mode Delamination Stress Concentrations in Horseshoe and Elliptic Composite Curved Bars Subjected to End Forces. NASA TM 4164. – Edwards CA: NASA Ames Research Center, 1990. – 22 p.
7. Лехницкий С.Г. Теория упругости анизотропного тела. – М.: Наука, 1977. – 416 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ КОМПОЗИТНОЙ ЛОПАСТИ ВЕРТОЛЕТА

Фэн Г.¹, Думанский А.М.^{2,3}, Русланцев А.Н.^{2,3}

¹Пекинский авиакосмический университет,

²МГТУ им. Н.Э. Баумана, andreiruslantsev@gmail.com

³ИМАШ РАН.

Аннотация: В настоящей работе был выполнен расчет статической прочности композитной лопасти вертолета. Расчет выполнялся в программном комплексе ANSYS без упрощения структуры детали. Была разработана программа для расчета прочности конструкций лопасти, для различных материалов использованы различные критерии разрушения: Hashin, Hoffman и von Mises. Влияние аэродинамических сил и силы тяжести не учитывалось, результаты получены для максимальной скорости вращения винта. Показано, что конструкция лопасти соответствует предъявляемым требованиям.

Ключевые слова: композитный материал; лопасть; статическая прочность.

Введение

Композитные лопасти имеют выдающиеся эксплуатационные характеристики, низкую чувствительность к повреждениям, высокую жесткость и превосходят металлические лопасти как по механическим характеристикам, так и по технологичности производства, однако определение прочностных характеристик является сложной задачей [1].

В настоящее время прочность лопастей определяется как аналитическими методами, так и методом конечных элементов (МКЭ). Расчет аналитическими методами трудоемок и сложен, в то время как МКЭ позволяет решить эту проблему, получая достаточно точное решение, поэтому в работе применяется МКЭ. Вследствие сложной конструкции лопасти, для ускорения расчета применяют различные упрощения мо-

дели, что может привести к несоответствию вычисленных характеристик реальным [2-4].

В настоящей работе была создана геометрическая модель лопасти без упрощений, затем при помощи программного комплекса ANSYS и APDL был проведен расчет и получены диаграммы распределения напряжений при максимальной частоте вращения винта.

Моделирование

Длина лопасти составляет 5280мм, наибольшая хорда — 255мм, длина втулки ротора — 590мм. На длине 664-4211мм использован аэродинамический профиль ОА212МК, на длине 4746-5280мм — ОА208, на участке 4211-4746мм применен линейный переход. 3D модель и структура лопасти показаны на рис 1-3.

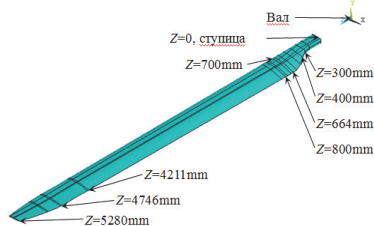


Рис. 1. Геометрическая модель

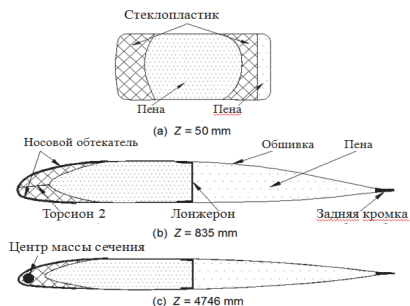


Рис. 2. Сечения лопасти

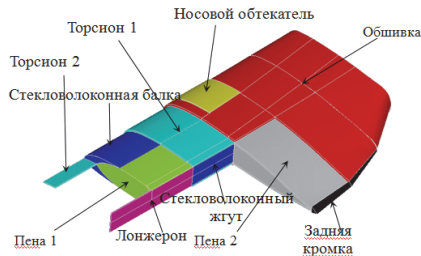


Рис. 3. Внутренняя структура лопасти

Основные части лопасти выполнены из композиционных материалов, также используется жесткая полиуретановая пена низкой плотности как наполнитель

в центральной части. Материалы, количество слоев и ориентация волокон представлены в таблице 1.

Таблица 1. Материалы и схемы армирования лопасти

	Материал	Расположение Z / mm	Угол θ / °	Количество слоев	Слой
Обшивка	СП 759/3234	0-5280	(0,90)	2	1, 2
	СП 759/3234	0-400	(± 45)	1	3
	СП 759/3234	0-300	(± 45)	1	4
	СП 759/3234	0-200	(± 45)	1	5
	УП Т300/914	0-870	(± 45)	1	6
	УП Т300/914	0-770	(± 45)	1	7
	УП Т300/914	0-5280	(± 45)	3	8, 9, 10
	СП 759/3234	0-5280	(± 45)	2	11, 12
Лонжерон	СП E/913	800-5280	0	6	1, 2, 5, 6, 9, 10
	УП Т300/913	800-5280	0	4	3, 4, 7, 8
Торсион 1	СП 759/3234	0-5280	(± 45)	3	1, 3, 5
	УП Т300/914	0-5280	(± 45)	2	2, 4
Торсион 2	УП Т300/914	400-600 and 500-4211	(± 45)	4	1, 2, 3, 4

Запас прочности определялся как отношение предельных напряжений к действующим. Поскольку в конструкции применены различные материалы, не

возможно использовать один критерий разрушения В таблице 2 представлены использованные критерии разрушения.

Таблица 2 Критерии разрушения

Структура	Критерии разрушения	
Стекловолоконная главная балка	Критерий Хашина:	$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1$
Обшивка, лонжерон, торсион 1, торсион 2	Критерий Хоффмана:	$\frac{\sigma_{11}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22}}{X_t X_c} + \frac{\sigma_{22}^2}{Y_t Y_c} + \frac{\sigma_{12}^2}{S_{12}^2} + \frac{X_c - X_t}{X_t X_c} \sigma_{11} + \frac{Y_c - Y_t}{Y_t Y_c} \sigma_{22} \geq 1$
Носовой обтекатель, полиуретановый наполнитель	Критерий	Мизеса: $\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2)}{2\sigma_s^2} \geq 1$

Расчет

Номинальная частота вращения ротора составляет 34.0 с^{-1} , максимальная — 37.5 с^{-1} . Расчет проводился для максимальной частоты вращения. Аэродинамические силы и сила тяжести в расчете не учитывались, поскольку они значительно меньше центробежной силы.

Результат расчета перемещений показан на рис. 5. От корня до конца лопасти перемещение постепенно увеличивается. К корневой части лопасти приложено граничное условие в виде заделки, максимальное перемещение составило 20.768 мм.

Расчетные значения напряжений показаны на рис. 6-8. Можно видеть, что корневая часть лопасти несет большую нагрузку, чем другие структуры. Напряжения постепенно уменьшается от корня лопасти к кон-

цу. Переходный сегмент между лонжероном и задней балкой имеет максимальную концентрацию напряжений, часть соединения между обшивкой и силовой структурой тоже имеет большую концентрацию напряжений. Значения запаса прочности для каждого элемента показаны в табл. 3

Выводы

Для расчета прочности композитной лопасти вертолета был применен метод конечных элементов. Были получены распределение перемещений и напряжений. Распределение напряжений нелинейно, в районе ступицы конструкция подвергается большому градиенту напряжений

Прочность лопасти соответствует предъявляемым требованиям.

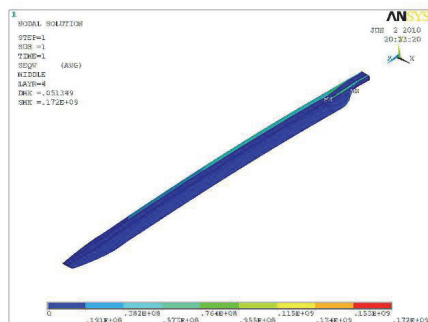


Рис.6 Эквивалентные напряжения в лопасти по Мизесу

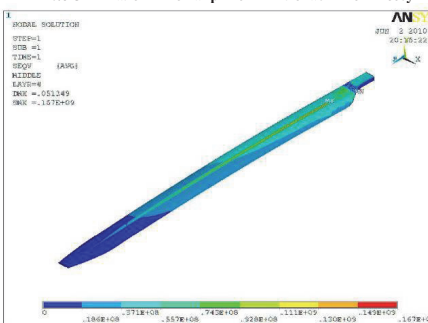


Рис.9 Напряжения по Мизесу в обшивке

Таблица 3. Запас прочности элементов лопасти

Лонжерон											
Слой	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
Запас прочности	6.0	6.1	6.2	6.5	6.7	6.8	7.1	7.1	6.4	6.2	
Обшивка											
Слой	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Запас прочности	8.6	8.8	9.1	9.4	9.8	3.0	3.1	3.0	2.8	2.6	7.2
Торсион 1						Торсион 2					
Слой	1	2	3	4	5		1	2	3	4	
Запас прочности	9.7	3.3	9.8	3.7	9.8		4.0	4.1	4.1	4.1	
Стекловолоконная главная балка											
Запас прочности	4.6										

1. Yang Naibin, Ni Xianping. Helicopter composite structure design [M]. Beijing : National defense industry press, 2008, 11: 57-59
2. Wang Fei. Composite blade structural damage tolerance properties of helicopter [D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2008.
3. Niranjan Roy, Ranjan Ganguli. Helicopter rotor blade frequency

4. evolution with damage growth and signal processing [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2005, 283(3-5): 821-851.
- Peretz P, Friedmann, Bryan Glaz, Rafael Palacios. A moderate deflection composite helicopter rotor blade model with an improved cross sectional analysis [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2009, 46: 2186-2200.

ОБ ЭКВИВАЛЕНТНОСТИ ПОРИСТОЙ СРЕДЫ И НЕОДНОРОДНОЙ КЛАССИЧЕСКОЙ СРЕДЫ

Харченко К.Д.

¹ Московский Авиационный Институт, Москва, Россия; work.air.fly@gmail.com.

Аннотация: Доказывается, что для сред с полями локализованных дефектов, свойства которых в рамках моделей типа Миндлина определяются эволюцией полей дефектов, справедлива альтернативная трактовка, позволяющая описывать материал, поврежденный дефектами как функционально - градиентный материал с переменными по координатам свойствами, моделируемый в рамках классической теории упругости.

Ключевые слова: поля дефектов, масштабные эффекты, градиентная теория упругости, модель пористости.

Введение

В работе устанавливается эквивалентность трактовки однородных сред с полями дефектов и сред с переменными свойствами - функциональных сред, описываемых в рамках классической теории упругости. Исторически модели сред с полями дефектов, начали свое развитие благодаря оригинальным работам [1-3]. В противоположность классической теории упругости, для которой в определяющих уравнениях не принимаются во внимание какие-либо масштабные параметры, эти теории деформации включают параметры размерности длины, и поэтому вполне подходят для моделирования масштабных эффектов. В статьях, описывающих вариационные модели сред с полями дефектов и градиентные теории упругости, строятся корректные модели сред с микроструктурой, определяемые тензором свободных деформаций, и обобщающие известные модели Миндлина, Коссера и Аэро-Кувшинского [4-6]. В работах [7-9] показано что моделям с дефектами можно дать эквивалентную трактовку как модели с переменными свойствами. В данной работе показывается, что дефектность, связанная с пористостью, приводит к необходимости учета поправок функционально-градиентных характеристик при оценке эффективных свойств поврежденных порами сред.

Эквивалентность моделей сред с полями дефектов и классической модели

Рассмотрим вариационную постановку теории сред Миндлина [4]. Полагаем, что имеют место расширенные соотношения Коши, определяющие тензор дисторсии d_{ij} по вектору непрерывных перемещений $d_{ij} = \partial R_i / \partial x_j = R_{i,j}$ и что для тензора дисторсий выполняются однородные условия Папковича $d_{in,m} \mathcal{E}_{nmj} = 0$. Здесь $d_{ij} = \gamma_{ij} + (1/3)\theta \delta_{ij} - \omega_k \mathcal{E}_{ijk}$, где δ_{ij} - тензор Кронекера.

Следовательно, по тензору дисторсии можно однозначно восстановить вектор перемещений, используя формулы Чезаро. Если в среде имеются поля дефектов, то наряду с тензором стесненных дисторсий деформационное состояние среды

определяется также непрерывным тензором свободных дисторсий D_{ij} , который не связан с полем перемещений, т.е. отражает наличие полей дефектов. Для свободных дисторсий имеют место неоднородные условия Папковича, в которых неоднородность определяется плотностью дислокаций [4-6].

Предполагается, что параметры рассматриваемой кинематической модели обобщенной дефектной среды d_{ij} , D_{ij} , являются непрерывными и дифференцируемыми и, поэтому, могут быть аргументами функционала, использующегося при вариационной формулировке модели. Запишем функционал Лагранжа для теории дефектных сред [6-8]:

$$L = A - \iiint U_V(d_{mn}, D_{mn}, D_{mn,i}) dV \quad (1)$$

$$U_V = \frac{1}{2} (C_{ijmn}^{11} d_{ij} d_{mn} + 2(C_{ijmn}^{12} d_{ij} D_{mn} + C_{ijmn}^{22} D_{ij} D_{mn} + C_{ijklmn} D_{ij,k} D_{mn,l}))$$

Здесь A - работа внешних объемных сил P_i^V , распределенных в объеме упругого тела V , и поверхностных сил P_i^F заданных на поверхности тела F на перемещениях R_i , U_V - плотность потенциальной энергии, C_{ijmn}^{pq} - тензоры модулей упругости, среди которых C_{ijmn}^{11} - тензор модулей упругости неповрежденной дефектами среды, C_{ijmn}^{12} - тензор модулей упругости, описывающий перекрестные эффекты, связанные с взаимовлиянием полей стесненных деформаций и свободных деформаций, C_{ijmn}^{22} - тензор модулей упругости условной поврежденной среды с полем свободных деформаций,

$$C_{ijmn}^{pq} = \lambda^{pq} \delta_{ij} \delta_{mn} + \mu^{pq} (\delta_{im} \delta_{jn} + \delta_{in} \delta_{jm}), \quad p, q = 1, 2,$$

C_{ijklmn} - тензор градиентных модулей, характеризующий масштабные эффекты, связанные с учетом свободных дисторсий

Физические соотношения рассматриваемой среды с полем дефектов полностью определяются соотношениями Грина:

$$\begin{aligned}\sigma_{ij} &= \partial U_V / \partial d_{ij} = (C_{ijmn}^{11} d_{mn} + C_{ijmn}^{12} D_{mn}) \\ s_{ij} &= \partial U_V / \partial D_{ij} = (C_{ijmn}^{21} d_{mn} + C_{ijmn}^{22} D_{mn}) \quad (2) \\ m_{ijk} &= \partial U_V / \partial D_{ij,k} = C_{ijkml} D_{mn,l}\end{aligned}$$

Математическая модель рассматриваемой обобщенной среды полностью определяется следующим вариационным равенством:

$$\begin{aligned}\delta L &= \iiint [(\sigma_{ij,j} + P_i^V) \delta R_i \\ &+ (m_{ijk,k} - s_{ij}) \delta D_{ij} + dV + \\ &+ \iiint \{ (P_i^F - \sigma_{ij} n_j) \delta R_i - m_{ijk} n_k \delta D_{ij} \} dF = 0\end{aligned} \quad (3)$$

Приведем вариационную постановку (3) к вариационной постановке классической упругости [8,9]. Полагая, что поля перемещений и дисторсий являются решениями краевой задачи. Перепишем лагранжиан (1) с учетом (2) в следующем виде:

$$\begin{aligned}L &= A - \frac{1}{2} \iiint [\sigma_{ij} R_{i,j} + (s_{ij} - m_{ijk,k}) \cdot \\ &\cdot D_{ij}] dV - \frac{1}{2} \iint (m_{ijk} n_k) D_{ij} dV\end{aligned} \quad (4)$$

Второе слагаемое в объёмном интеграле равно нулю. Соответственно, и поверхностный интеграл в (4) равен нулю в силу неклассических граничных условий в уравнении (3) $(m_{ijk} n_k) \delta D_{ij} = 0$. Таким образом, потенциальная энергия в (5) приобретает классический вид:

$$L = A - \frac{1}{2} \iiint \sigma_{ij} R_{i,j} dV \quad (5)$$

Отметим, что выражение (5) является искомым условием. В (5) поле перемещений определяется краевой задачей (3), а для тензора напряжений σ_{ij} выполняется обобщенный закон Гука (2).

Всегда можно определить тензорное поле податливостей так, чтобы выполнялось соотношение:

$$(R_{i,j} + R_{j,i}) / 2 = E_{ijpq}^{-1} \sigma_{pq} \quad (6)$$

Учитывая (6) увидим, что плотность потенциальной энергии (5) приобретает вид энергии классической неоднородной среды:

$$L = A - \frac{1}{2} \iiint \{ E_{ijmn}^{-1} \sigma_{ij} \sigma_{mn} \} dV \quad (7)$$

Сворачивая равенство (6) с δ_{ij} , получим:

$$R_{k,k} = (1 / \tilde{K}) \sigma_{kk} \quad (8)$$

Учитывая (8), и физические соотношения (2) можно определить переменный модуль объемного сжатия через известное решение краевой задачи (3).

Имеем $(C_{kkmn}^{pq} = (2\mu^{pq} + 3\lambda^{pq}) \delta_{mn})$:

$$\begin{aligned}\sigma_{kk}^1 &= (2\mu^{11} + 3\lambda^{11}) R_{k,k} + (2\mu^{12} + 3\lambda^{12}) D_{kk} = \\ &= K^{11} R_{k,k} + K^{12} D_{kk}\end{aligned}$$

Отсюда найдем эффективный модуль объемной деформации:

$$\tilde{K} = \sigma_{kk} / R_{k,k} = K^{11} + K^{12} (D_{mm} / R_{k,k}) \quad (9)$$

где $K^{pq} = (2\mu^{pq} + 3\lambda^{pq})$, $p, q = 1, 2$

Сворачивая равенство (6) с δ_{ij} получим:

$$\gamma_{ab} = (1 / \tilde{G}) (\sigma_{a,b}^1 / 2 + \sigma_{b,a}^1 / 2 - \sigma_{j,j}^2 \delta_{ab} / 3) \quad (10)$$

Используя первые из соотношений (2), и формулы (10), получим следующее уравнение для модуля сдвига эквивалентной классической среды:

$$\tilde{G} = \mu^{11} + \mu^{12} \sqrt{(\beta_{ab} \beta_{ab})} / (\gamma_{ab} \gamma_{ab}) \quad (11)$$

где γ_{ab} - девиатор стесненных деформаций, β_{ab} - девиатор свободных деформаций.

Таким образом, однозначно определены переменные по координатам модули сдвига (11) и объемного сжатия (9) эквивалентной неоднородной классической среды. Переменность их по координатам определяется полями перемещений R_i и несовместных дисторсий D_{ij}^2 , которые находятся как решение краевой задачи (4).

Рассмотрим выражение (5), которое получено непосредственно из функционала Лагранжа для модели с полями дефектов. В данном случае $\delta E_{ijmn}^{-1} = 0$, так как по определению

величины $D_{mm} / R_{k,k}$ и $\sqrt{(\beta_{ab} \beta_{ab})} / (\gamma_{ab} \gamma_{ab})$ являются известными и их вариации равны нулю. Следовательно, можно записать:

$$\begin{aligned}\delta L &= \iiint (\sigma_{ij,j} + P_i^V) \delta R_i dV + \\ &= \iint (P_i^F - \sigma_{ij} n_j) \delta R_i dF = 0\end{aligned} \quad (12)$$

Следовательно, вариационное уравнение теории изотропных однородных сред с полями дефектов приводится к виду вариационного уравнения классической упругости для функционально-градиентной среды, переменные по координатам свойства которой определяются решениями краевой задачи (4).

Модель пористости

В качестве частного случая общей теории ССД рассмотрим «классическую» среду Миндлина. Лагранжиан этой теории имеет вид:

$$\begin{aligned}L &= A - \frac{1}{2} \iiint (C_{ijmn}^{11} D_{ij}^1 D_{mn}^1 + 2C_{ijmn}^{12} D_{ij}^1 D_{mn}^2 + \\ &+ C_{ijmn}^{22} D_{ij}^2 D_{mn}^2 + C_{ijkml} D_{ij,k}^2 D_{mn,l}^2) dV\end{aligned} \quad (13)$$

Кинематические гипотезы пористой среды:

$$D_{ij}^1 = R_{i,j}; D_{ij}^2 = \theta \delta_{ij} / 3; \theta \neq R_{k,k} \quad (14)$$

Лагранжиан приобретает вид:

$$L = A - \frac{1}{2} \iiint (C_{ijmn}^{11} R_{i,j} R_{n,m} + \\ + 2(K^{12} \delta_{ij}) R_{i,j} \theta + K^{22} \theta \theta + \\ + (K^{22} I_{\Theta}^2 \delta_{kl}) \theta_k \theta_l) dV \quad (15)$$

Уравнения Эйлера:

$$\begin{cases} C_{ijmn}^{11} R_{n,mj} + K^{12} \theta_{,i} + P_i^V = 0 \\ K^{22} I_{\Theta}^2 \theta_{,kk} - K^{22} \theta - K^{12} R_{k,k} = 0 \end{cases} \quad (16)$$

Повторим рассуждения, приведенные ранее, и получим выражения для эффективных модулей эквивалентной изотропной среды, рассматриваемой как функционально-градиентный материал. Преобразуем лагранжиан (15) к виду:

$$L = A - \frac{1}{2} \iiint \{ [C_{ijmn}^{11} R_{n,m} + K^{12} \theta \delta_{ij} \cdot \\ \cdot R_{i,j}] dV - \frac{1}{2} \iiint \{ [K^{12} R_{k,k} + K^{22} \theta - \\ - K^{22} I_{\Theta}^2 \theta_{,kk}] \theta \} dV - \frac{1}{2} \oint (K^{22} I_{\Theta}^2 \theta_{,k} n_k) \theta dV \quad (17)$$

Слагаемое во второй строке содержит левую часть четвертого уравнения Эйлера (16), поэтому это слагаемое равно нулю. Слагаемое в третьей строке содержит произведение левых частей альтернативных неклассических граничных условий, поэтому на всей поверхности в этом интеграле один из множителей обязательно равен нулю и, как следствие, равен нулю и поверхностный интеграл. Таким образом, лагранжиан сводится к виду:

$$L = A - \frac{1}{2} \iiint (C_{ijmn}^{11} R_{n,m} + K^{12} \delta_{ij} R_{i,j}) dV \quad (18)$$

Выражение в скобках имеет физический смысл классических напряжений и позволяет получить соотношения, определяющие тензор податливостей эффективной среды (6), где под σ_{pq} следует понимать выражение:

$$\sigma_{pq} = C_{ijmn}^{11} R_{n,m} + K^{12} \theta \delta_{ij} \quad (19)$$

Из этого выражения можно определить тензор податливостей E_{ijpq}^{11} . В результате используя

операцию свертки уравнения (6), (19) с δ_{ij} , получим:

$$\tilde{K} = \frac{\sigma_{kk}}{R_{k,k}} = \left(K^{11} - \frac{K^{12} K^{12}}{K^{22}} \right) - \\ - (2\mu^{11} + \lambda^{11}) I_{\Theta}^2 \frac{\Delta R_{k,k}}{R_{k,k}} \quad (20)$$

Используя свертку с оператором дивергенции $(\delta_{ia} \delta_{jb} / 2 + \delta_{ib} \delta_{ja} / 2 - \delta_{ij} \delta_{ab} / 3)$ показываем, что эффективный модуль сдвига для пористой среды остается неизменным.

Таким образом модуль объемного сжатия $\tilde{K}$ является суммой постоянного по координатам поврежденного порами модуля объемного сжатия плюс переменная по координатам градиентная поправка.

Выводы

Полученные соотношения позволяют по накопленной поврежденности за счет дефектов определить переменный модуль эффективной функционально-градиентной среды.

1. Toupin, R.A.: Elastic materials with couple stresses. Arch. Rat. Mech. Anal. 11, 385–414 (1962)
2. Mindlin, R.D.: Micro-structure in linear elasticity. Arch. Rat. Mech. Anal. 16, 51–78 (1964)
3. Aifantis, E.C.: Gradient effects at the macro, micro and nano scales. J. Mech. Behav. Mater. 5(3), 335–353 (1994)
4. Lurie S. A. and Belov P. A., "Theory of Media with Conserved Dislocations. Particular Cases: The Cosserat and Aero-Kuvshinskii Continua, Porous Media, and Media with "Twinning", in Proceedings Contemporary Problems of Mechanics of Heterogeneous Media, Vol. 1 (Inst. Applied Mechanics RAS, Moscow), pp 235-267 [in Russian], 2005
5. Lurie SA, Volkov-Bogorodsky DB, Zubov VI. Advanced theoretical and numerical multiscale modeling of cohesion/adhesion interactions in continuum mechanics and its applications for filled nanocomposites. Int J Comp Mater Sci. 45(3): 709–14, 2009
6. Белов П.А., Лурье С.А. «Континуальная модель микрогетерогенных сред», Прикладная математика и механика, т.73, №5, стр. 833-848, 2009.
7. Лурье С.А., Белов П.А., Вариационная формулировка математических моделей сред с микроструктурами Математическое моделирование систем и процессов. № 14, стр.114-132, 2006.
8. Белов П.А., Лурье С.А., Лыскова Е.Д., Харченко К.Д. Моделирование механических свойств изотропных межфазных слоев в теории сред с полями дефектов. МКМК, Том 22, № 2, стр. 159-174, 2016.

КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ, УЧИТЫВАЮЩИЕ ИСТОРИЮ ДЕФОРМИРОВАНИЯ, И МОДЕЛИРОВАНИЕ КРИВЫХ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ

Хохлов А.В.

НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; *andrey-khokhlov@ya.ru;

Аннотация: Построены и исследованы два семейства критериев разрушения при одноосном нагружении, родственных деформационному критерию (ДКР), но учитывающих историю роста деформации. Каждое из них образует шкалу критериев, непрерывно и монотонно зависящих от параметра, включающую ДКР как предельный случай. Критерии первого вида всегда дают большее время разрушения, чем ДКР, второго – меньше. В сочетании с разными определяющими соотношениями выведены и исследованы уравнения кривых длительной прочности.

Ключевые слова: вязкоупругопластичность, ползучесть, поврежденность, длительная прочность

Надёжное моделирование кривых длительной прочности (КДП) материала или элемента конструкции по результатам испытаний на ползучесть при высоких напряжениях необходимо, в частности, для оценки срока безопасной эксплуатации при низких напряжениях, когда время разрушения слишком велико, чтобы можно было получить экспериментальную информацию о нём.

Для моделирования и прогнозирования длительной прочности материалов к выбранному (построенному) определяющему соотношению (ОС) необходимо добавить критерий разрушения (КР), задающий момент разрушения t_* по достижению критических значений некоторых мер поврежденности (скалярной, векторной или тензорной [1,2]). Желательно, чтобы КР и ОС хорошо взаимодействовали, то есть позволяли вывести уравнение теоретической КДП $t_* = f(\sigma)$ или $\sigma = F(t_*)$ (t_* – время разрушения при данном уровне напряжения σ , функции $f(x)$ и $F(t)$ могут быть, например, интегралами зависящими от параметров и материальных функций ОС), аналитически исследовать в общем виде зависимость её свойств от материальных функций и параметров ОС и КР и указать ограничения на них, обеспечивающие совпадение качественных свойств теоретических КДП с теми, которые наблюдаются у экспериментальных КДП.

Эта (идеальная) программа и реализована в данной работе и [3-7]: построены КР и опробованы во взаимодействии с линейным ОС вязкоупругости, ОС нелинейной теории наследственности Ю.Н. Работнова, нелинейным ОС вязкоупруго-пластичности типа Максвелла и двумя нелинейными ОС, предложенными и исследованными в [3,4] (каждое из перечисленных нелинейных ОС содержит две материальные функции одного аргумента в одноосном случае и несколько параметров). Эти ОС нацелены на описание комплекса основных механических эффектов, типичных для вязкоупругопластичных материалов, обладающих наследственностью и выраженной чувствительностью к скорости деформирования (полимеры, твёрдое топливо, асфальтобетон, композиты, пены, титановые и алюминиевые сплавы, углеродные и керамические материалы при высоких температурах, связки, сухожилия и другие биологические ткани и т.п.).

В [5] предложены и исследованы два семейства скалярных критериев разрушения при монотонном одноосном деформировании, родственных деформационному критерию разрушения (ДКР) постулирует, что разрушение происходит в тот момент $t = t_*$, когда деформация $\varepsilon(t)$ достигает критического значения: $\varepsilon(t_*) = \varepsilon_*$, где ε_* – постоянная или $\varepsilon_* = \varepsilon_0 \sigma^k$, $k \geq 0$, но учитывающих историю нарастания деформации (и зависимость критической деформации от напряжения и температуры). Их строение мотивировано желанием иметь арсенал более чутких и допускающих регуляровку КР, позволяющих максимально точно описывать экспериментальные КДП различных материалов (или элементов конструкций) и учитывающих информацию, которой пренебрегает деформационный КР (ДКР). Целесообразно построить КР, обобщающие ДКР, но учитывающие историю нарастания деформации, КР, зависящие от характеристик кривой ползучести $\varepsilon(t)$. Ведь она хранит интегральную информацию об условиях развития деформации и процессах, приводящих к разрушению: о температуре, уровне напряжения, величине и моментах догрузки при ступенчатом нагружении, скорости ползучести, накоплении дислокаций, развитии микротрещин, уменьшении эффективной площади, коррозии, диффузии водорода и других агрессивных газов, сильно влияющих на длительную прочность и т.п.

Построенные КР обобщают ДКР по двум направлениям: вместо деформации в них используется другая мера поврежденности $\omega(t)$, связанная с $\varepsilon(t)$ интегральным оператором, а критическое значение $\omega_* = \varepsilon_*$ может быть как константой, так и величиной, зависящей от напряжения, температуры и параметра вида напряжённого состояния ξ):

$$\omega(t) = \varepsilon_*, \quad \varepsilon_* = \varepsilon_0(T, \xi) \sigma^k, \quad k \geq 0 \quad (10)$$

Степенная зависимость $\varepsilon_* = \varepsilon_0 \sigma^k$ с $k \geq 0$ согласуется с данными многочисленных (10) опытов, которые показывают, что с ростом напряжения деформация разрушения ε_* , как правило, не убывает. В качестве мер поврежденности предлагается использовать два семейства средних значений деформации за время t , зависящих от параметра $u > 0$:

$$\omega = \tilde{\varepsilon}_u(t) := \left(t^{-1} \int_0^t |\varepsilon(\tau)|^u d\tau \right)^{1/u}, \quad (11)$$

$$\omega = \hat{\varepsilon}_u(t) := \varepsilon(0) + v_u(t)t, \quad t > 0 \quad (12)$$

где $v_u(t) := \left(t^{-1} \int_0^t |\dot{\varepsilon}(\tau)|^u d\tau \right)^{1/u}$ – среднее значение скорости деформации.

В основе КР (10),(12) лежит идея определения средней деформации через среднюю скорость $v(t)$ на отрезке $[0, t]$. Целесообразность использования критерия (10),(12) связана ещё и с тем, что он обобщает и формализует эмпирический факт [8]: в испытаниях на ползучесть для разных материалов произведение t_* на скорость установившейся ползучести v – величина постоянная, не зависящая (или слабо зависящая) от уровня напряжения: $v t_* = \text{const}$. Можно обобщить это наблюдение на неустановившуюся ползучесть, заменив v на среднюю скорость ползучести на интервале времени от 0 до t_* и добавив в (12) слагаемое $\varepsilon(0)$, обеспечивающее чувствительность КР к начальной мгновенной деформации.

Детальное аналитическое исследование КР (10), (11) и (10),(12) при любых значениях материальных параметров [5] позволило обнаружить ряд полезных свойств, подтверждающих их пригодность для описания разрушения различных материалов при ползучести и прогнозирования длительной прочности материалов или элементов конструкций.

Доказано, что для любого неубывающего процесса деформации $\varepsilon(t)$ справедливы следующие утверждения [5]:

1) средние $\tilde{\varepsilon}_u(t)$, $u > 0$, и $\hat{\varepsilon}_u(t)$, $u \geq 1$, возрастают t по и потому их можно использовать как меру повреждённости в КР для монотонных процессов деформирования (требование возрастания $\omega(t)$ формализует представление о том, что процессы разрушения и нарастания деформации ползучести, тесно связанные общими структурными механизмами, положительно коррелированы, "сонаправлены");

2) скорости роста повреждённости (11) и (12) выражаются формулами:

$$\dot{\tilde{\varepsilon}}_u(t) = \tilde{\varepsilon}_u(t)(ut)^{-1} \left[(\varepsilon(t) / \tilde{\varepsilon}_u(t))^u - 1 \right],$$

$$\dot{\hat{\varepsilon}}_u(t) = v_u(t)u^{-1} [u - 1 + (\dot{\varepsilon}(t) / v_u(t))^u],$$

(из них можно вывести кинетические уравнения для $\omega(t)$ при подключении КР к некоторому ОС);

3) семейства функций $\tilde{\varepsilon}_u(t)$ и $\hat{\varepsilon}_u(t)$ непрерывны и возрастают по параметру $u > 0$;

4) для всех $t > 0$ $\tilde{\varepsilon}_u(t) < \varepsilon(t)$ при любом $u > 0$ и $\hat{\varepsilon}_u(t) > \varepsilon(t)$ при $u > 1$;

5) $\hat{\varepsilon}_u(t) \rightarrow \varepsilon(t)$ при $u \rightarrow \infty$, т.е. КР (10),(11) при

достаточно большом u даёт значение t_* , сколь угодно близкое к ДКР;

6) при $u = 1$ $\hat{\varepsilon}_1(t) = \varepsilon(t)$, $t > 0$, и КР (10),(12) совпадает с ДКР.

Эти свойства показывают, что критерии (10), (11) образуют монотонную и непрерывную шкалу критериев (монотонно и непрерывно зависящих от параметра $u > 0$), более мягких, чем ДКР, но сколь угодно мало отличающихся от него при больших значениях u , а КР (10),(12) с $u > 1$ – шкалу критериев, более жёстких, чем ДКР и включающую ДКР как предельный случай при $u = 1$. КР семейства (10),(11) при всех $u > 0$ дают большее время разрушения, чем ДКР, а КР (10),(12) при $u > 1$ – меньшее, причём отклонение можно сделать сколь угодно малым за счёт выбора значений параметра u у края шкалы ($u \rightarrow \infty$ или $u = 1$). Это свойство очень полезно для более аккуратной настройки модели на имеющиеся экспериментальные данные о зависимости времени разрушения от уровня напряжения, температуры и других факторов: если эти данные не удовлетворительно описывает ДКР, то можно выбрать более подходящий КР из построенных семейств (10),(11) или (10),(12), плавно и монотонно изменяя значение u .

Параметр u в (11) играет роль регулятора значимости позднейшей (ближайшей к текущему моменту времени t) истории: чем больше u , тем больший вклад в интеграл (11) вносят большие значения $\varepsilon(\tau)$, т.е. значения деформации в моменты τ , близкие к верхнему пределу интегрирования t ($\varepsilon(\tau)$ предполагается неубывающей). КР (10), (11) и (10), (12) (при $u \approx 1$) ориентированы, прежде всего на материалы, которые обладают длительной памятью, в том смысле, что они помнят всю историю деформации, начиная с момента $t = 0$.

Для моделирования разрушения материалов с затухающей памятью и ограниченной глубиной памяти (полностью забывающих начальную историю), можно ввести в определения интегральных средних (11) и (12) положительные весовые множители, монотонно зависящие от τ , либо заменить отрезок интегрирования $[0; t]$ на $[\theta t; t]$, где $\theta \in [0; 1]$, т.е. выбрать в качестве меры повреждённости среднюю деформацию на отрезке $[\theta t; t]$, $t > 0$:

$$\omega(t) = \tilde{\varepsilon}_{u,\theta}(t) = \left((t - \theta t)^{-1} \int_{\theta t}^t |\varepsilon(\tau)|^u d\tau \right)^{1/u} \quad (13)$$

где $u > 0$, $\theta \in [0; 1]$. Нетрудно доказать, что

$\tilde{\varepsilon}_{u,\theta}(t) = \tilde{\varepsilon}_u(t)$, $\tilde{\varepsilon}_u(t) < \tilde{\varepsilon}_{u,\theta}(t) < \varepsilon(t)$ при $\theta \in (0; 1)$, $\tilde{\varepsilon}_{u,\theta}(t)$ возрастает по θ и u и $\tilde{\varepsilon}_{u,\theta}(t) \rightarrow \varepsilon(t)$ при $\theta \rightarrow 1$, т.е. шкала КР (10),(13) также содержит ДКР в предельном случае и всегда даёт большее время разрушения. Введение параметра θ в меру повреждённости позволяет осуществлять ещё более тон-

кую настройку КДП на экспериментальные данные по сравнению с (12), и даёт дополнительную степень свободы для учёта их зависимости от температуры или иных факторов (водородного, радиационного, теплового охрупчивания металлов, масштабного эффекта [1] и т.п.).

Построенные КР опробованы во взаимодействии с линейным ОС вязкоупругости, ОС нелинейной теории наследственности Ю.Н. Работнова, нелинейным ОС вязкоупруго-пластичности типа Максвелла и двумя нелинейными ОС, предложенными и исследованными в [3,4]: при произвольных материальных функциях и параметрах выведены уравнения кривых ползучести и КДП и аналитически исследованы их общие качественные свойства, вытекающие из общих ограничений, наложенных на материальные функции и параметры ОС. Доказано, что в сочетании с ДКР или с любым из КР семейств (10),(11), (10),(12) или (10), (13), все перечисленные ОС приводят к теоретическим КДП, обладающим такими же качественными свойствами, что и типичные экспериментальные КДП вязкоупруго-пластических материалов. А именно: данные испытаний показывают, что КДП $t_* = f(\sigma)$ всегда убывают, $t_*(\sigma) \rightarrow +\infty$ при $\sigma \rightarrow \sigma_0$, где $\sigma_0 \geq 0$ – порог ползучести, и $t_*(\sigma) \rightarrow 0$ при $\sigma \rightarrow \sigma_*$ для предела

мгновенной прочности σ_* . Именно такими получаются и теоретические КДП при найденных ограничениях на материальные функции и параметры ОС и КР. Для многих материалов регистрируемые значения t_* хорошо аппроксимируются (по крайней мере, в диапазоне достаточно больших напряжений) степенной функцией с отрицательным показателем:

$$t_* = c\sigma^a, \quad \sigma > \sigma_0 > 0, \quad a < 0, \quad c \in (0;1),$$

или двумя степенными функциями с различными показателями в интервалах (σ_0, σ_1) и (σ_1, σ_2) . В координатах $\ln t_* - \ln \sigma$ такие КДП представляются отрезком прямой линии с отрицательным угловым коэффициентом или двухзвенной ломаной. Такими можно сделать теоретические КДП при надлежащем выборе материальных функций (например, в случае линейного интегрального ОС вязкоупругости надо взять $k \in (0;1)$ и функцию ползучести вида $P(t) = ct^\alpha$, $\alpha \in (0;1)$, $c > 0$).

Таким образом, показано, что предложенные критерии разрушения в сочетании с разными ОС позволяют адекватно описывать КДП широкого класса вязкоупруго-пластических материалов и прогнозировать длительную прочность при ползучести.

Можно ожидать, что вследствие применения процедуры усреднения деформации, оказывающей сглаживающее воздействие, КР из семейств (10),(11), (10),(12), (10),(13) окажутся более устойчивыми, чем ДКР, по отношению к разбросу характеристик образов из одного и того же материала, т.е. разброс критической величины ω_* для мер поврежденности (11), (12) или (13) в опытах на разрушение окажется меньше, чем для ДКР (когда ω_* совпадает с предельной деформацией).

Создание арсенала критериев разрушения, хорошо согласованных с рядом определяющих соотношений и позволяющих аналитическое исследование уравнений КДП в общем виде, их настройку за счёт параметров, изменяющих КДП известным (в результате анализа) образом, и получение точных двусторонних оценок для КДП, порождаемого деформационным КР, полезны для обработки результатов испытаний и моделирования КДП и для прогнозирования длительной прочности вязкоупруго-пластических материалов.

1. Локощенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: Физматлит, 2016. – 504 с.
2. Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчёт элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
3. Хохлов А.В. Определяющее соотношение для реологических процессов: свойства теоретических кривых ползучести и моделирование затухания памяти // Известия РАН. МТТ. 2007. № 2. С. 147-166.
4. Хохлов А.В. Определяющее соотношение для реологических процессов с известной историей нагружения. Кривые ползучести и длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2008. № 2. С. 140-160.
5. Хохлов А.В. Критерии разрушения при ползучести, учитывающие историю деформирования, и моделирование длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2009. № 4. С.121-135.
6. Хохлов А.В. Общие свойства кривых ползучести и длительной прочности, порождаемых нелинейной теорией наследственности Ю.Н. Работнова. Отчёт о НИР № 5288. НИИ механики МГУ. 2015.. – 74 с.
7. Хохлов А.В. Свойства нелинейной модели вязкоупруго-пластичности типа Максвелла с двумя материальными функциями // Вестник МГУ. Сер.1. Математика, механика. 2016, №6 (в печати).
8. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. – 752 с.

ПОВЫШЕНИЕ МЕЖСЛОЕВОЙ ПРОЧНОСТИ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СПЕЦИАЛЬНЫХ АРМИРУЮЩИХ ЧАСТИЦ

Чарквиани Р.В.^{*}, Комаров В.А., Павлов А.А.
Самарский университет, Самара, Россия; ^{*}onerat@yandex.ru;

Аннотация: Рассматривается проблема повышения межслоевой прочности полимерных композиционных материалов (ПКМ). Приводятся обзор существующих способов упрочнения композиционных материалов. Предлагается новый способ дополнительного армирования ПКМ. Экспериментально исследуется эффективность разработанного способа упрочнения.

Ключевые слова: композит, преформа, адгезия, расслоение, армирование, разрушение.

Слоистые композиционные материалы на основе смол и технических тканей обладают высокими прочностными характеристиками в сочетании с низкой плотностью. Поэтому они являются одними из самых перспективных конструкционных материалов [1]. В различных отраслях техники они находят все большее применение. Однако композиционные материалы обладают недостатком: низкой межслоевой прочностью. По этой причине они плохо воспринимают ударные и контактные нагрузки [2].

Существует множество способов повышения межслоевой прочности композиционных материалов. Их можно классифицировать на два основных типа:

1. Увеличение прочности связующего.
2. Трансверсальное армирование преформы.

Первый способ способен существенно повысить механические характеристики композита. Однако, зачастую его эффективности недостаточно. Кроме того, повышение характеристик связующего не противоречит применению второго типа упрочнения и может применяться совместно с ним.

Существует множество технологий, осуществляющих этот способ тем или иным образом. Их можно разделить на четыре основных группы:

1. сшивание,
2. стёгание,
3. предварительная обработка иглами,
4. предварительное нанесение ворса.

Каждый из этих способов обладает своими преимуществами и недостатками. Сшивание и стёгание представляет собой соединение нескольких слоёв преформы посредством непрерывных нитей [3]. Нити могут изготавливаться из различных материалов. От их прочности и плотности прошивки зависит межслоевая прочность ламината. Эти способы достаточно эффективны, но обладают рядом недостатков: в нитях после сшивания образуется остаточное напряжение. В результате натяжения сшивающей нити образуется множество складок верхнего и нижнего слоёв. При вводе игла создаёт нежелательные обжатия волокон основного материала, расталкивая их в стороны. Всё это приводит к снижению механических свойства ламината в плоскости слоёв.

Предварительная обработка иглами заключается в прокалываниях преформы иглами с зазубринами (рис. 1)[4]. В процессе такой обработки частично

обрываются непрерывные волокна слоёв, и создаётся ламинат с поперечно ориентированными волокнами (рис. 2).



Рис. 1. Иглы для предварительной обработки преформы



Рис. 2. Обработанный пакет слоёв

Представленный процесс является высокопроизводительным. Однако из-за разрушения волокон в отдельных слоях, свойства материала в плоскости резко снижаются.

Предварительное нанесение ворса используется в текстильной, автомобильной и других отраслях промышленности. Суть данного способа заключается в равномерном нанесении коротких волокон на поверхность материала с использованием клеевого слоя (рис. 3). Ворсинки имеют малую длину (<2мм) и представляют собой тонкие (около 20нм) цилиндрические волокна. В результате такой обработки получается мягкая текстура.

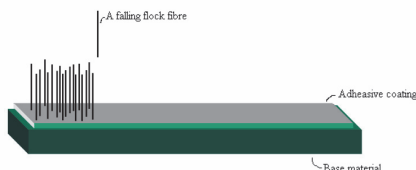


Рис. 3. Нанесение ворса

Эта технология позволяет сохранить целостность структуры нитей самой ткани, что позволяет производить раскрой и укладку материала в любые пресс-формы. Недостатком является существенное увеличение толщины монослоя, что негативно сказывается на весовой эффективности конструкции. К тому же, клеевая плёнка снижает пропитываемость преформы и влияет на свойства связующего.

В лаборатории композиционных материалов и конструкций НИИ-202 Самарского университета разработан новый способ повышения межслоевой прочности полимерных композиционных материалов. Он основывается на внедрении специальных армирующих частиц в межслоевое пространство. Это позволяет производить упрочнение в зонах сгибов и труднодоступных местах непосредственно при укладке преформы в оснастку двойной кривизны. Ещё одним преимуществом данного способа является то, что он не требует применения дорогостоящего оборудования и существенных затрат при внедрении в производство.

Упрочнение межслоевых связей слоистых ПКМ посредством нанесения армирующих частиц на каждый слой ткани позволяет сохранить целостность структуры нитей самой ткани. Это, в свою очередь, позволяет сохранить прочность композиционного материала в плоскости укладки слоёв.

Оценка эффективности способа упрочнения была проведена посредством серии испытаний образцов ПКМ на раскрытие трещины. Базовым документом, на основе которого была разработана программа эксперимента, выбраны параметры образцов и проведена обработка результатов испытаний, является стандарт ASTM D 5528-01 [5]. Внешний вид и основные размеры образцов для испытаний показаны на рис. 4. Их ширина составляла 25 мм.

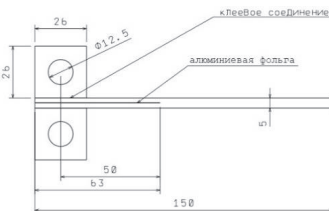


Рис. 4. Конструкция и размеры образцов для испытаний на раскрытие трещины

Этот вид испытаний был выбран, в связи с важностью определения сопротивляемости ПКМ расслоению по первой моде. Существенная часть разрушений конструкций из композитов происходит по причине неспособности материала сопротивляться внеплоскостным напряжениям растяжения. Типичным примером возникновения такого напряжённо-деформированного состояния является изгиб элемента конструкции из ПКМ в месте сгиба слоёв (рис. 5).

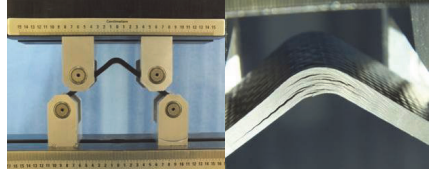


Рис. 5. L-образная балка в испытательной оснастке и разрушение в сгибе

Изготовление образцов производилось методом вакуумной инфузии. Преформа состояла из 30 слоёв стеклоткани Т-10, которая пропитывалась в дальнейшем эпоксидным связующим Sicomin SR8100/SD8824. Между 15-м и 16-м слоями (половина толщины пакета) была уложена алюминиевая фольга, обработанная специальным антиадгезионным составом. Слой фольги в конструкции образца играет роль дефекта (трещины) в ламинате. Её размеры соблюдаются очень точно. Это необходимо для достоверности данных, получаемых в ходе обработки результатов испытаний.

Исследовалась эффективность упрочнения межслоевых связей материала внедрением двух типов армирующих частиц: коротких стеклянных волокон (рис. 6, а) и частиц, изготовленных из ПКМ на основе однонаправленных угольных волокон (рис. 6, б).

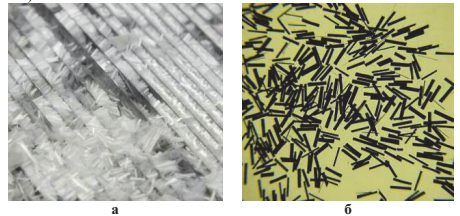


Рис. 6. Армирующие частицы (а – стеклянные волокна, б – углеродистые стержни)

Для проведения эксперимента использовалась универсальная сервогидравлическая машина производства компании MTS с датчиком силы MTS 661.20F-03 и датчиком перемещений нагружающего цилиндра. Крепление и нагружение образцов в захватах испытательной машины показано на рис. 7.

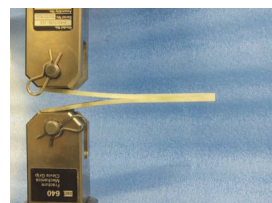


Рис. 7. Крепление и испытание образца в захватах испытательной машины

При обработке результатов испытаний для каждого материала определялись удельная энергия освобождения упругих деформаций G_{IC} и максимальное усилие раскрытия трещины P_{max} . Типовые графики нагружения образцов показаны на рис. 8.

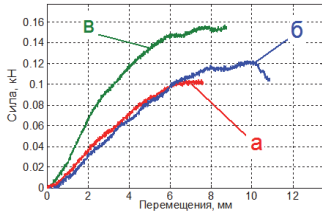


Рис. 8. Нагружение образцов (а – исходный материал, б – материал армированный короткими волокнами, в – материал армированный углепластиковыми стержнями)

Сравнение средних значений G_{IC} и P_{max} представлено на гистограммах (рис. 9).

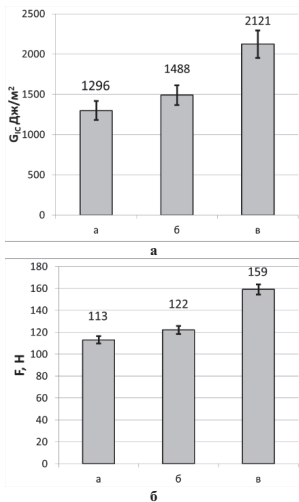


Рис. 9. Результаты испытаний (а – исходный материал, б – материал, армированный короткими волокнами, в – материал, армированный углепластиковыми стержнями)

Выводы

Разработанный метод упрочнения показал свою эффективность. Армирование стеклянными волокнами повысило удельную энергию освобождения упругих деформаций на 14%, а максимальное усилие на 7,96%. Армирование короткими углепластиковыми стержнями оказалось более эффективным и увеличило средние значения G_{IC} на 26,5%, а значения P_{max} на 40,7%. Это объясняется тем, что гибкие и податливые волокна не способны проникать в пространство слоя ткани. Таким образом, они армируют лишь межслоевые объёмы связующего, в то время, как прочность соединения монослоёв зависит и от их связи с межслоевыми объёмами смолы. Для создания такой связи необходимы частицы, способные проникать во внутренние объёмы монослоя. Можно заключить, что армирующие элементы должны представлять из себя тонкие, короткие, жёсткие стержни.

Планируется провести исследования на определение оптимальных технологических параметров этого способа армирования, метода нанесения частиц на поверхность ткани и их влияние на механические свойства материала в плоскости слоёв.

Исследования проведены в рамках выполнения государственного задания по проекту №2978.

- 1 Васильев, В.В. Композиционные материалы: Справочник [Текст]/В.В. Васильев, В.Д. Проттасов, В.В. Болотин и др.; Под общ. Ред. В.В. Васильева, Ю.М. Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1990 – 512 с.; ил.
- 2 Savage, G.M., Enhancing the exploitation and efficiency of fibre reinforced composite structures by improvement of interlaminar fracture toughness // Engineering Failure Analysis, Volume 13, Issue 2, March 2006, Pages 198–209.
- 3 Dransfield K., Baillie C., Mai Y-W., Improving the delamination resistance of CFRP by stitching – a review // Composites Science and Technology, Volume 50, Issue 3, 1994, Pages 305–317.
- 4 Cartié D.D.R., Dell'Anno G., Poulin E., Partidge I.K., 3D reinforcement of stiffener-to-skin T-Joints by Z-pinning and tufting. Engineering Fracture Mechanics Volume 73, Issue 16, November 2006, Pages 2532–2540.
- 5 305-317ASTM Test Method D 5528-01, "Standard Test Method For Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites," Annual Book of ASTM Standards, vol. 15.03, American Society for Testing and Materials, March 2001, west Conshohocken, PA, USA. 1608 p.

ФРАГМЕНТАЦИОННОЕ РАЗРУШЕНИЕ КОМПОЗИТНЫХ БАЛЛОНОВ ДЛЯ ГАЗОМОТОРНОГО ТОПЛИВА В ПРИСУТСТВИИ ДЕФЕКТОВ ВНУТРЕННЕГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ЛЕЙНЕРА

Яковлева С.П.^{*}, Махарова С.Н.
ИФТПС СО РАН, Якутск, Россия; ^{*} spyakovleva@yandex.ru

Аннотация: Исследованы природа и причины двух случаев преждевременного катастрофического разрушения металлокомпозитных баллонов для автомобильного топлива (компримированного природного газа), которые произошли в зимнее и летнее время и сопровождалась метанием осколков. Выявлено, что разрушение баллонов было стимулировано дефектами внутреннего металлического лейнера (механическими повреждениями, присутствием обдузглероженного слоя, водородной деградацией), обусловившими начальное трещинообразование по механизму усталости.

Ключевые слова: газотопливный металлопластиковый баллон, оскольчатое разрушение, фрактодиагностика, усталостные трещины

Введение

В связи с переводом автомобильного транспорта на альтернативное моторное топливо и отмечающимися случаями аварийных разрывов газотопливных баллонов (ГТБ), в том числе установленных на пассажирском транспорте, актуально выявление причин этих разрушений. Помимо экспертной значимости, получаемые данные важны для повышения надежности и работоспособности ГТБ в различных условиях эксплуатации (в частности, в достаточно широком диапазоне температур окружающего воздуха). Цель работы – выявление методами фрактодиагностики природы и причин внезапного оскольчатого разрушения двух металлокомпозитных баллонов БА-97-20-322/1470 для природного компримированного топливного газа, произошедших в зимнее и летнее время.

Объекты, методы исследования и аппаратура

Баллоны марки БА-97-20-322/1470 состоят из внутреннего металлического лейнера и силовой оболочки вокруг его цилиндрической обечайки, получаемой последовательной намоткой нитей стеклоровинга с пропиткой эпоксидным связующим. Оба элемента ГТБ должны воспринимать нагрузку как единое целое, а в аварийных случаях разрушаться одновременно, полностью реализовав совместную прочность. Кроме того, плотно прилегающее стеклоэпоксидное покрытие, как правило, исключает оскольчатые разрушения лейнеров. В связи с этим, метание осколков при разрыве рассматриваемых баллонов свидетельствует о потере прочности силовой оболочки и ее локального сцепления с металлической на момент окончательного разрушения

При экспертизе разрушений технических объектов одними из основных являются методы фрактодиагностики, позволяющие выявить очаги, природу, последовательность процессов разрушения, его особенности и причины во взаимосвязи со структурой, свойствами материала и с учетом условий эксплуатации [1, 2].

Для определения химического состава металла лейнера использован спектрометр «Foundry-master UVR». Металлографические и фактографические

исследования проведены на приборах «Neophot-32», Альтами ПСО745-Т, «Stemi 2000С», JEOL JSM-6480LV. Испытания на растяжение выполнены при комнатной температуре на испытательной машине «Zwick/Roell Z600».

Разрушение ГТБ, произошедшее в зимнее время

Аварийный оскольчатый разрыв ГТБ произошел в ночное время зимой 2013 г. через 9 час после заправки (производилась при температуре наружного воздуха –33°C) и постановки транспортного средства (автобус ЛиАЗ) в теплый гараж, находящийся от места заправки на расстоянии ≈ 2 км. Время наработки баллона 30 мес (средний срок службы металлопластиковых топливных баллонов – 15 лет (не менее 15 тыс. заправок газом)), плановое освидетельствование проводилось за 2 мес до происшествия.

При разрыве образовались 4 фрагмента верхней части лейнера (рис. 1, а) и практически недеформированный фрагмент нижней, сохранивший пластиковую обшивку (рис. 1, б). Деформированность фрагментов баллона свидетельствует о достижении в нем давлений, превышающих расчетные. Поверхность изломов типична для вязкого разрушения – матовая, волокнистая, с боковыми скосами и свойственная вязким изломам легированных сталей нечеткими рубцами и строчечными неровностями.

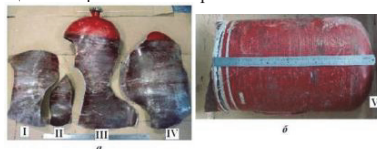


Рис. 1. Общий вид фрагментов разрушившегося лейнера:
а – осколки верхней части; б – нижняя часть.

Считается, что приращение диаметра баллона более чем на 2,5% характеризует техническое состояние стеклопластиковой оболочки перед разрушением. Замеры дали значение максимального приращения диаметра 1,8 см, что составляет 5,6 % от начального диаметра и более чем вдвое превышает критическое. Это подтверждает, что в момент разрушения силовая оболочка уже не выполняла

своих функций (на участке разрушения практически отсутствовала), и всю нагрузку принял на себя металл.

На внутренней поверхности баллона существенных коррозионных дефектов типа язвин и раковин не обнаружено. Трещины в области вентиля также отсутствуют. На осколке IV в непосредственной близости к излому выявлено протяженное механическое повреждение (ПМП) размером до 130x7 мм неочевидного происхождения (рис. 2). Оно не могло возникнуть в процессе эксплуатации или при разрушении лейнера, что подтверждается следующей его особенностью: ПМП состоит из двух частично накладывающихся друг на друга повреждений длиной ≈ 68 и 62 мм с различной шириной и с различным наклоном к поверхности лейнера. В пользу доэксплуатационного происхождения ПМП

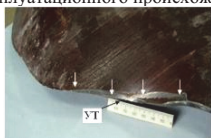


Рис. 2. Участок фрагмента IV с ПМП (отмечено вертикальными стрелками). УТ - усталостная трещина.

свидетельствует еще один факт – наличие участков с цветами побежалости. Микротвёрдость металла в них повышена до 4310 МПа по сравнению с 2595 МПа для неповрежденного металла, что вызвано присутствием структур закалки. Характерный вид поверхности ПМП, обусловленный нарушением целостности лакокрасочного покрытия баллона, позволяет определить это повреждение как обдир (описанный дефект, вероятно, может представлять собой повреждение инструментом типа «болгарки»).

ПМП значительно ослабило стенку лейнера: в момент окончательного разрушения (то есть при отсутствии наружной оболочки) в данном месте нагружение пришлось на конструкцию с толщиной стенки менее 30% от расчетной.

ГТБ испытывают многократные циклические нагрузки высоким давлением при заправке газом; кроме того, переменные нагрузки возникают при движении транспорта. Поэтому распространенной причиной разрушения баллонов является усталость металла. Как известно, макро- и микростроение усталостных изломов обычно имеет характерный вид, обусловленный циклическим продвижением трещин с образованием усталостных линий и бороздок. Именно такие особенности выявлены в рельефе излома, граничащего с ПМП (рис. 3).

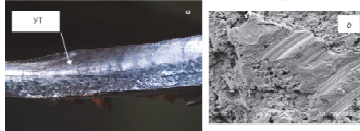


Рис. 3. Участок поверхности УТ (а) и ее микростроение (б).
Исходя из вышеизложенного, ПМП следует

рассматривать как концентратор напряжений и как очаговую зону образования усталостных трещин (точнее, – трещин малоциклового усталости). Помимо концентрации напряжений, негативное влияние ПМП на общую прочность баллона связано с локальным нарушением монолитности соединения металла и пластиковой оболочки.

Разрушение ГТБ, произошедшее в летнее время

Данный случай аварийного осколчатого разрыва ГТБ произошел летом 2013 г. при жаркой погоде (до $+32^{\circ}\text{C}$) также вскоре после заправки газом. Баллон выпущен в августе 2009 г., пробег транспортного средства (автобус ЛиАЗ) на момент взрыва составил 296 000 км. Освидетельствование проводилось за 10 мес до происшествия.

При разрыве лейнера образовались 4 фрагмента (один был утерян вследствие метания). Вентильная часть с сильнодеформированным, вывернутым на 180° , но окончательно не отделившимся участком нижней половины лейнера, показана на рис. 4, а. Основная часть этого фрагмента, сохранившего пластиковую оболочку, практически не деформирована. Фрагменты нижней части лейнера (рис. 4, б, в) претерпели значительную деформацию.

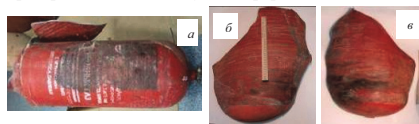


Рис. 4. Общий вид фрагментов разрушившегося лейнера: а - верхняя вентильная часть; б, в - два фрагмента нижней части.

По результатам исследований, основная физико-химическая причина преждевременного разрушения лейнера – интенсивное обезуглероживание металла внутренней поверхности вследствие постоянного контакта с водородсодержащей средой. Условием протекания водородной деградации структуры при нормальных температурах является наличие значительных растягивающих напряжений [3]; именно такие напряжения создаются в стенке лейнера под действием высокого давления. Водород, попадая в сталь, реагирует с цементитом, разлагая его на железо и метан: $\text{Fe}_3\text{C} + 2\text{H}_2 \rightarrow 3\text{Fe} + \text{CH}_4$. Обезуглероживание подтверждается содержанием углерода (0,27% против 0,36%), особенностями структуры и значениями микротвёрдости (рис. 5, а) у поверхности и в центральных зонах стенки. Глубина обезуглероженного слоя составляет $\approx 6,7\%$ от толщины стенки при допустимых нормативами 5%.

Водородная деградация структуры с появлением пор (рис. 5, б) и растрескиваний (рис. 5, в, г) обусловила концентрацию напряжений и зарождение усталостных трещин. Пористость прослеживается и на изломах (рис. 5, д).

Необходимо также отметить, что на наружной поверхности лейнера были выявлены несколько доэксплуатационных механических повреждений, в том числе трещина

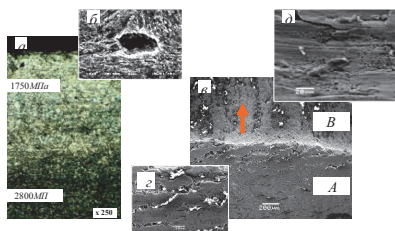


Рис. 5. Микроструктура металла у внутренней поверхности стенки лейнера и его микротвердость (а); одна из многочисленных пор в металле (б); растягивание внутренней поверхности стенки лейнера (в, з) и отмеченная стрелкой УТ, инициированная водородной коррозией (д). Плоскости $A \perp B$.

Описание процесса разрушения баллонов.

Лейнеры баллонов выполнены из стали 30ХМА с мелкодисперсной троосто-сорбитной структурой, сочетающей достаточно высокую прочность с хорошим уровнем пластичности и ударной вязкости. Способность к пластической деформации (ПД) является важным фактором, определяющим ресурс металлоконструкций при наличии концентраторов напряжений. На начальном этапе ПД происходит повышение прочностных свойств металла в области концентратора. Соответственно, приращение напряжений на этом участке компенсируется за счет упрочнения металла; в этом случае деформирование протекает устойчиво. Когда возможности материала к упрочнению исчерпываются, уровень упрочнения становится недостаточным для нейтрализации роста напряжений, связанного с изменением формы. В результате теряется устойчивый характер процесса ПД и начинается деформирование с неконтролируемой скоростью. Кроме того, для начала лавинного разрушения необходимо подрастание трещин до некоторых предельных размеров.

Уровень механических свойств металла лейнеров, несмотря на локальные поражения трещинами усталости и водородной коррозией, обеспечил целостность баллонов до достижения критического уровня напряжений. В определенный момент повышение давления вследствие расширения газа в баллонах (в теплом гараже в одном случае, и при жаркой погоде – в другом) оказалось критическим и привело к началу значительных деформаций (вспучиванию) лейнера в местах концентрации напряжений, прежде всего в зонах усталостных трещин.

Возникающие при деформировании лейнера напряжения передавались на стеклопластиковую оболочку. При эксплуатации в таких материалах происходит накопление повреждений, обычно начинающихся с обрыва волокон армирующего стекловинила, что вызывает перегрузку соседних волокон и отделение матрицы от волокон в окрестности разрыва. Плотность разрывов со временем возрастает, достигая величин, при которых

начинается взаимодействие поврежденных областей; скорость их накопления увеличивается, приводя к пушению стекловолокон, снижению прочности армирующей оболочки, ее отслоению от металла и механической нестабильности всей конструкции [4].

Исходя из вышеприведенных общих положений о механизмах деградации композиционных материалов и с учетом специфики разрушению металлических конструкций, начало лавинного разрушения баллонов зависело от способности металла лейнера к пластической деформации без потери ее устойчивого характера и от скорости деструкции внешней оболочки, сдерживающей расширение лейнера, обуславливая при этом накопление упругой энергии в системе «лейнер–силовая оболочка».

В момент, когда лейнер и силовая оболочка перестали быть единой конструкцией, совместно воспринимающей действие нагрузок, начался заключительный этап разрушения, на котором стеклопластик в местах вспучивания уже практически отсутствовал, и всю нагрузку принял на себя металл лейнера. В этих условиях в нем, помимо существующих трещин, появились новые; лавинообразное распространение и слияние трещин перевело процесс в стадию одномоментного оскольчатого разрушения баллонов с высвобождением большого запаса накопленной упругой энергии (взрыва). Фрагментирование (число осколков, их величина и конфигурация) зависит от различий в прочности металла на разных участках, неоднородностей и микроповреждений, определяющих места локализации деформации и последующего разрушения.

Заключение

Рассмотренные случаи фрагментационных разрушений ГТБ, сопровождающихся метанием осколков, были стимулированы доэксплуатационными механическими и структурными повреждениями металлического лейнера. Помимо очевидного вывода о важности повышения предприятием-изготовителем качества процедур дефектоскопического контроля, обоснованно возникает вопрос о рисках, связанных с ухудшением надежности металлопластиковых ГТБ после их технического освидетельствования. При проведении гидравлических испытаний возможно, например, доразрушение ослабленных в процессе эксплуатации волокон стеклокомпозитной силовой оболочки, либо усугубление поврежденности металла лейнера.

1. Смирнов А.Н., Герике Б.Л., Муравьев В.В. Диагностика технических устройств опасных производственных объектов. – Новосибирск: Наука, 2003. – 244 с.

2. Мак-Ивили А. Дж. Анализ аварийных разрушений. – М.: Техносфера, 2010. – 416 с.

3. Швед М.М. Изменение эксплуатационных свойств железа и стали под влиянием водорода. – Киев: Наукова думка, 1985. – 118 с.

4. Васильев В. В. Механика конструкций из композиционных материалов. – М.: Машиностроение, 1988. – 272 с.

ACCOUNTING SAFETY CRITERIA IN COMPOSITE STRUCTURES BY THE STRUCTURAL SYNTHESIS OF COMPLEX ENGINEERING SYSTEMS DURING CONCEPTUAL DESIGN

Bardenhagen A.¹, Rakov D.^{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 investigations of composite materials and structures presents recent developments and state-of-the-art achievements in the science and technology in Aerospace. This report discusses a morphological approach for innovative engineering systems with composite materials. The proposed method is based on cluster analysis and set theory, set of rules and engineering implementations that maximise the potential product level with accounting survivability and safety criteria.

Key words: survivability and safety criteria, composite materials, complex engineering systems, conceptual design stage, morphological approach, structural analysis and synthesis.

*With the support of the Alexander von Humboldt Foundation (www.avh.de)

The investigation of composite materials and structures is of high technical and economic importance and results in state-of-the-art achievements in the science and technology.

To systematically identify engineering solutions during the conceptual design stage a structural synthesis of the problem is performed in a first step. This search for the rational structure of an Engineering System (ES) fosters the attainment of compromise levels for a number of criteria. A target function by search does not correspond to the main requirements of the theoretical method for optimization, because it is discontinuous or cannot always be determined; it exists in operator notation; it is not based on analytical expressions; it is not differentiable, not unimodal, not separable, and not additive. It is impossible to build a hyper surface of target function and to predict their change on an increment of variables [1].

For structural synthesis of an ES 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 (MA) with creation morphological matrix (MM).

Morphology Analysis was developed by Fritz Zwicky – a Swiss astrophysicist based at the California Institute of Technology (Caltech). 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 (Ritchey, 1998).

MA has been applied by a number of researchers in the fields of engineering science [2-4]. The morphological approach is widely used in Germany. The Society of German Engineers has developed two sets of rules for engineers: VDI 2222, “Design methods: methodical development of engineering principles” [5], and VDI 2221, “Design methods of technical systems

and products” [6], in which it is recommended to use the morphological approaches to find new ES. These guidelines focus on design aspect (e.g. mechanic, electric) of ES.

Using the MA as a holistic approach allows to find systematically solutions of arbitrary engineering problems. The required general synthesis process consists of the following stages: After ES decomposition and analysis, a MM is formed and the morphological set of solutions X_M is specified [7]:

$$X_M = \{x_{mi}, i=1, n\}$$

where

- x_{mi} is the i -th variant of ES
 - n is the morphological number of ES variants.
- Power of the morphological set, i.e.,

$$|X_M| = n$$

In the next step the set of rational variants X_R by means of criteria tables are selected:

$$\{X_R\} \subseteq \{X_M\}$$

Each variant of rational ES $X_{R1}, X_{R2}, \dots, X_{Rn}$, is assessed. Variant estimation $U_1, U_2, \dots, U_n$, depends on the criterion $k_1, k_2, \dots, k_i$, on point scoring of option $x_{11}, x_{12}, \dots, x_{in}$ and weight coefficients criteria $w_1, w_2, \dots, w_i$ (Fig.1).

	X_{R1}	X_{R2}	X_{R3}	...	X_{Rn}	
k_1	x_{11}	x_{12}	x_{13}	...	x_{1n}	w_1
k_2	x_{21}	x_{22}	x_{23}	...	x_{2n}	w_2
k_3	x_{31}	x_{32}	x_{33}	...	x_{3n}	w_3
...	...	...	...	...	...	...
k_i	x_{i1}	x_{i2}	x_{i3}	...	x_{in}	w_i
	U_1	U_2	U_3		U_n	

Fig.1 Variants estimation

Specific information tables introduced in the following stage can include safety criteria of systems. Safety is considered as a complex property, assessed the functional $S(t)$. This property includes durability $D(t)$, resource $E(t)$, reliability $P(t)$, protection $H(t)$, survivability $L(t)$ and risk $R(t)$ [8]:

$$S(t) = \{ D(t), E(t), P(t), H(t), L(t), R(t) \}$$

Property risk $R(t)$ is subdivided into individual, technical, environmental, social and economic risks.

The area of solution studies is narrowed to several clusters, which are further investigated. To increase the information value a subset of the convergence variants X_{Rk} is generated, i.e. variants having a maximum estimation for each criterion indicating the "best" or "perfect" variant of the X_{R1} , i.e., an ES with an expected maximum potential. To compare different variants, a solutions space is constructed positioning the ES with characteristic properties for selected variants (Fig.2). The desired ES X^* is found in the set of variants X_R comparing ES, the best variants are determined, from which a summary table is made, in which after all extracts the set of acceptable ES remains.

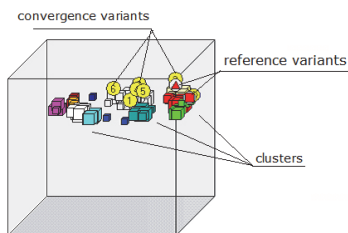


Fig 2. Clusters and variants in the solutions space

By means of the MA method the analysis and synthesis of advanced re-entry vehicles with thermal protection and structure based on composite materials (Fig.3) has been performed [9]. The synthesis results in a simple, cost-effective design of a re-entry system, providing sufficient aerodynamic and aerothermodynamic behavior during the critical re-entry phase and allowing the vehicle touch-down in the predefined landing area.

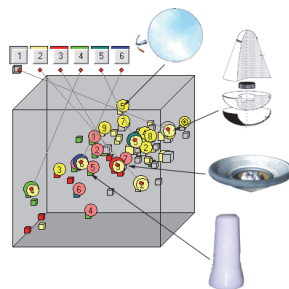


Fig 3. Clusters Re-entry vehicles variants in the solutions space

Conclusion

The structural synthesis using the MA method is a powerful research methodology in various fields of knowledge.

This report discusses a morphological approach for innovative engineering systems with composite materials. The proposed method is based on cluster analysis and set theory, set of rules and engineering implementations that maximise the potential product level with accounting survivability and safety criteria.

A major aim of the MA method is the expansion of a number of rational variants, clustering and efficient selection for the solution space synthesis, in order to increase innovative solutions.

1. Мишин В.П., Осин М.И. (1979). Введение в машинное проектирование летательных аппаратов. Москва, Машиностроение, 1979
2. Grote K., Antonsson E. (2011). Springer Handbook of Mechanical Engineering, 2011.
3. P.C. Matthews (2011). Challenges to Bayesian decision support using morphological matrices for design: empirical evidence. Research in Engineering Design.
4. Ritchey, T. (2012). "Entwurf für eine Morphologie von Modellierungsmethoden: Beitrag zu einer allgemeinen Theorie der Modellierung", Acta Morph.
5. VDI 2221 (1993). Systematic approach to the development and design of technical systems and products. Beuth Verlag, 1993.
6. VDI 2222 (1997). Part 1. Methodic development of solution principles. Beuth Verlag, 1997.
7. 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.
8. Лепихин А. М., Москвичев В. В., Доронин С. В. (2009) Надежность, живучесть и безопасность технических систем. Вычислительные технологии. № 6, том 14, 2009.
9. Rakov, D. (2004): Superlight Re-entry Vehicles. // Space Technology – Special Issue on "Advanced Reentry Vehicles", ST2428, 2005 Volume 24, Part 4, P. 237-243.

PREDICTION OF DURABILITY OF COMPOSITE STRUCTURES RELATED TO TIME-DEPENDENT BEHAVIOR OF POLYMERIC MATRIX: MONITORING TIME-DEPENDENT PROPERTIES USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS

A. Aulova, E. Govekar, I. Emri

(Faculty of Mechanical Engineering, University of Ljubljana, Ljubljana, Slovenia)

Abstract: *Durability of composites depends, among others, on the time- and temperature-dependent properties of polymeric matrix. This work proposes application of artificial neural networks for monitoring time-dependent mechanical properties of complex polymeric structures. It demonstrates the efficiency of the tool on example of reconstruction of a segment of relaxation modulus from the tensile data obtained by application of non-standard constant strain rate excitation using classical Radial Basis Function Neural Network. Compared to the proved and efficient fitting technique neural network showed good generalization and robustness.*

Keywords: *neural networks, polymers, health monitoring, relaxation modulus, radial basis function neural network*

Introduction

The durability of polymeric structures depends on the properties of fibers, where mechanisms such as delamination, pull-out and fiber fracture are governing their durability. On the other hand, properties of a polymeric material matrix have an instrumental role in durability of composite structures. Therefore, the time- and temperature-dependent nature of polymer matrix has to be considered and monitored closely during the composites use and exploitation.

Existing structures health monitoring systems that are based on various physical principles (acoustics [1], optics [2], strain measurements [3], etc.) were developed for materials (metals) with elasto-plastic properties. They detect responses of a structure mainly related to its geometrical changes (cracks). These approaches fail when applied to composite structures where time-, and temperature-dependent properties of polymeric matrix may change orders of magnitude when a structure is subjected, say, to temperatures of the upper layers of atmosphere compared to conditions at the sea level altitude.

We are proposing to use neural network approach for separating time- and temperature-dependent effects from cracks appearance in the response of a dynamically loaded composite structure. The current paper presents the first step of this approach, to assure applicability of neural networks for this use

Problem statement

In order to detect changes of mechanical properties that happen due to temperature changes based on a structure's response one should solve an inverse problem, which becomes ill-posed in presence of experimental and/or computational error. Such ill-posed problems can be solved by regularization techniques, such as Tikhonov regularization [4], or by fitting methods [5, 6]. Unfortunately none of those is applicable for real-time monitoring of complex structure, firstly due to large computational times, and secondly due to required assumption of geometry. Regularization methods are computationally very demanding and need to be embedded into FEM software packages, while

application of the fitting methods is impossible for complex geometries. Whereas, the neural networks (NN) do not have such restrictions. Trained on a complex composite structure in variable environmental and loading conditions NN will be capable to recognize and separate changes in polymer based structure response caused by a short term temperature change from those caused by cracks appearance.

This paper demonstrates abilities of the Radial Basis Function Neural Network (RBFN) to solve the ill-posed inverse problem present in obtaining relaxation modulus segments from the constant strain-rate tensile test data. The results are compared to the "exponential fitting" technique [6], which has been proven to be effective in solving these kind of problems. This particular example was chosen as a study case, since the closed-form solution for the direct problem is known and training data could be generated artificially.

Both methods are validated for robustness (noise resistance) and RBFN is also validated for generalization capabilities (i.e., to predict responses that were not used during training).

Theoretical background and training data

Constitutive relation between strain excitation $\varepsilon(t)$ and stress response $\sigma(t)$ in relaxation process of a time-dependent material under uniaxial stress state is given as:

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t-s) \frac{\partial \varepsilon}{\partial s} ds \quad (1)$$

Here $E(t)$ is a time-dependent relaxation modulus and it is a material function of interest, strain excitation is represented by $\varepsilon(t)$ and the stress response by $\sigma(t)$. Equation (1) represents a convolution integral equation that has an analytical solution only for "standard" types of excitations.

For the constant strain rate excitation, the closed-form solution is known [6]. It was used to generate training data for artificial neural network, which consists of vectors of strain ε , stress σ , time t and corresponding to them the vector of relaxation modulus E .

The data generation procedure is schematically shown in

Figure 1. Mechanical properties of different materials were mimicked by generating 13 mechanical relaxation spectra with different widths, using a Gaussian distribution:

$$H_i(\tau_i) = \frac{\exp\left(-\frac{(\tau_i - \mu)^2}{2\sigma_G^2}\right)}{\sigma_G\sqrt{2\pi}}, \quad i=1, \dots, N. \quad (2)$$

Where $H_i(\tau_i)$ are magnitudes of individual spectrum lines; τ_i are the corresponding response times; μ is a mean value of distribution, which determines spectrum location, and was taken to be 0; $N=49$ is the selected number of spectrum lines, and i is the corresponding running number of a specific spectrum line; and σ_G is a standard deviation of the Gaussian distribution, which determines the width of a spectrum, and was varied from 0.4 to 1.6 with a step of 0.1. In all cases spectrum lines were equally distributed along the logarithmic time scale $\log(\tau_i)$ with the step 0.5 within the logarithmic-time window $[-12, 12]$. Spectrum lines for each spectrum were normalized according to:

$$h_i = \frac{H_i}{\sum_{j=1}^{N=49} H_j}, \quad i=1, \dots, N. \quad (3)$$

All together 13 different relaxation spectra for $\sigma_G \in [0.4, 1.6]$ with step 0.1 were generated. Seven of the

generated materials were used for training and 6 for the validation of the RBFN generalization capability.

Using the generated spectra one can calculate the corresponding relaxation functions $E(t)$, using:

$$E(t) = E_0 + (E_g - E_0) \sum_{i=1}^{N=49} h_i \cdot e^{-\frac{t}{\tau_i}}, \quad (4)$$

where $E_0=0.1\text{MPa}$ and $E_g=100\text{MPa}$ are the equilibrium and the glassy relaxation moduli, respectively. Different relaxation moduli $E(t)$ were calculated as segments corresponding to the time interval from 0 to 50 seconds. The number of datum points representing $E(t)$ within the selected time interval was chosen to be $n=10, 50$ and 100 , respectively.

In the next step the stress response $\sigma(t)$ of the material was calculated from the constitutive equation (1), by using selected $E(t)$, and constant strain-rate excitation,

$$\varepsilon(t) = \kappa \cdot t, \quad (5)$$

where κ is a constant strain rate and was taken to be 0.1, according to ISO 527. In this case equation (1) with incorporation of the equation (4) and after integration becomes:

$$\sigma(t) = \kappa \cdot E_0 \cdot t + \kappa \cdot (E_g - E_0) \sum_{i=1}^N h_i \tau_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}}\right). \quad (6)$$

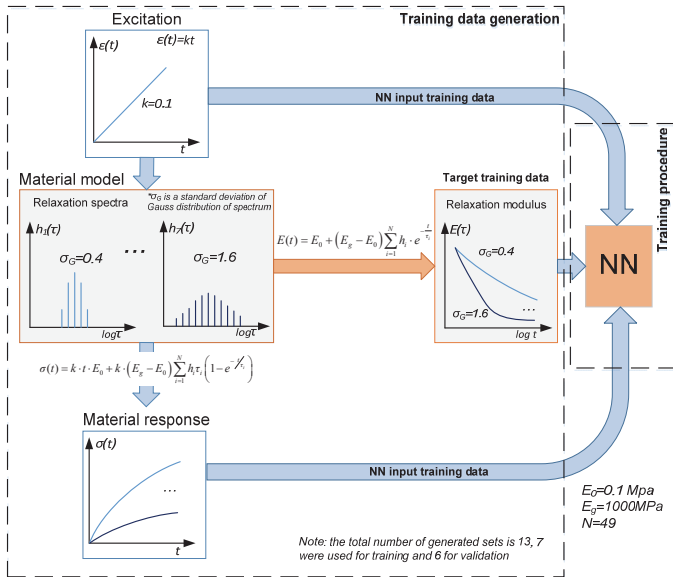


Figure 1. Scheme of training data generation

Table 1. Generalization performance of RBFN and exponential fitting

	RBFN (training)				RBFN (validation)		Exponential Fit (training data)		Exponential Fit (validation data)	
Number of data points	Number of neurons	Spread	MSE , MPa^2	$R_{0.95}$, %	MSE , MPa^2	$R_{0.95}$, %	MSE , MPa^2	$R_{0.95}$, %	MSE , MPa^2	$R_{0.95}$, %
10	4	13	$1.03 \cdot 10^{-4}$	100	$5.12 \cdot 10^{-4}$	100	104.2	58.4	93.96	60.6
50	5	10	$8.33 \cdot 10^{-5}$	100	$2.6 \cdot 10^{-3}$	100	7.88	95.52	8.24	97.71
100	5	14	$8.43 \cdot 10^{-2}$	97.9	$2.7 \cdot 10^{-3}$	100	1.91	99.15	2.05	100

Radial Basis Function design and validation

The following mapping of data was used: $(\epsilon, \sigma) \rightarrow (E)$, where datasets with 10, 50 and 100 data points were applied. RBFN with Gaussian activation function was created using the standard MATLAB function *newrb*, which within training procedures iteratively increases the number of neurons in the network in order to satisfy the error criteria which was defined to be 0.001. Optimal spread of the RBFN was chosen by minimization of the mean squared error MSE and maximization of the parameter $R_{0.95}$, which was determined as percentage of the number of used datum points that contained more than 5% relative error. Generalization capability of the obtained topologies were validated in respect to the 6 data sets that were not used for training, the obtained results are presented in Table 1. Validation of the RBFN robustness was done on 13 data sets (both, training and validation) with added 1, 5 and 10% relative random noise. The validation results are shown in Fig.2.

Results and Discussion

The investigation showed that RBFN of different topologies is capable of solving the stated problem, and it demonstrated very good generalization and robustness properties.

According to both evaluation criteria, RBFN showed better performance than the exponential fitting for the largest data set, i.e., 100 data points, see Fig. 2(i). According to the $R_{0.95}$ criteria RBFN is better than the exponential fitting for all data sets and all noise levels, Fig. 2(ii). RBFN's MSE decreases with the increasing number of datum points, and at 100 it overpasses exponential fitting. Hence, for a large number of datum points, i.e. $N \gg 100$, RBFN surpasses the exponential fitting for both evaluation criteria cases.

The presented work shows that artificial neural networks are capable of solving inverse problems with efficiency comparable and even better than one of the best fitting methods. However, it is still need to be proved that networks can detect temperature-induced changes in responses of a structure. Moreover, it is important to note that within the discussed application of neural networks for real-time polymer structure monitoring, they will not implicitly solve such problems but will have to "filter out" the effects of relatively fast

change of temperature in the response of a composite structure, to allow application of the existing monitoring tools.

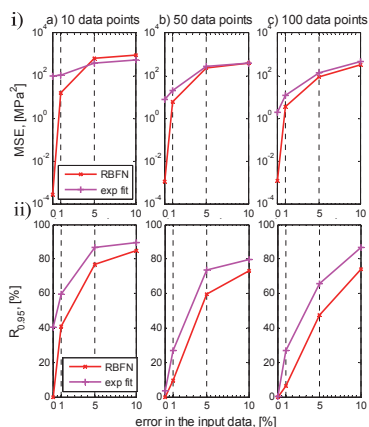


Figure 2. Results of robustness evaluation: (i) MSE (the lower is better) and (ii) $R_{0.95}$ (the lower is better) of RBFN and exponential fitting

Acknowledgements

Authors would like to thank Slovenian Research Agency for financial support in a frame of programs P2-0264 and P2-0241, and project L2-6761.

- [1] K. J. Atherton, C.A. Paget, E.W. O'Brien, SEM X International Congress & Exposition on Experimental & Applied Mechanics, 2004.
- [2] H. Guo, X. Xiao, N. Mrad, J. Yao, Fiber Optic Sensors for Structural Health Monitoring of Air Platforms, Sensors, 2011
- [3] R. A. Kesavan, S. John, H. Li, and I. Herszberg, Real-Time Structural Health Monitoring: A Comparison of Analytical Techniques.
- [4] Tikhonov, A. and Arsenin, V., 1977. Solutions of Inverse Problems, Washington D.C.: John Wiley & Sons.
- [5] Knauss, W.G. & Zhao, J., 2007. Improved relaxation time coverage in ramp-strain histories. Mechanics of Time-Dependent Materials, 11(3-4), pp.199–216.
- [6] Saprunov, I., Gergesova, M. & Emri, I., 2014. Prediction of viscoelastic material functions from constant stress- or strain-rate experiments. Mechanics of Time-Dependent Materials, 18(2), pp.349–372.

СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ ТЕХНОЛОГИЙ ПОЛУЧЕНИЯ ТОНКИХ ПЛЕНОК НА ВЕНТИЛЬНЫХ МЕТАЛЛАХ МЕТОДОМ МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ

Б.М. Клименко¹, М.А. Печейкина², Д.Л. Раков³, Р.Ю. Сухоруков³

¹ Московский авиационный институт, национальный исследовательский университет

² Национальный исследовательский университет «МЭИ»

³ Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук (ИМАШ РАН)
rdl@mail.ru

Аннотация. Рассматривается структурный синтез технических решений установок микродугового оксидирования для тонких пленок, основанный на морфологических методах. Разработанный подход заключается в последовательности операций генерации, сравнения и отбора множества рациональных вариантов технических решений при помощи ряда последовательных процедур.

Ключевые слова: структурный синтез, тонкие пленки, микродуговое оксидирование.

Одним из перспективных методов поверхностного упрочнения деталей, позволяющим формировать на поверхности принципиально новые высококачественные покрытия с высокой износостойкостью и прочностью сцепления к основе является метод микродугового оксидирования (МДО). Суть метода заключается в формировании на поверхности детали в условиях воздействия микродуговых разрядов высокопрочного износостойкого покрытия (МДО-покрытия), состоящего, например, из алюминиевых сплавов, преимущественно из $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ (корунда), и других окислов алюминия. Из-за сложности протекающих физико-химических процессов существуют различные варианты реализации МДО-покрытия. В связи с этим возникает необходимость исследовать множество подходов, схем установок для МДО и поиска рациональных технологий. Особенностью микродугового оксидирования является то, что процесс формирования покрытия осуществляется под действием поверхностных микроударов, оказывающих весьма существенное и специфическое (термическое, плазмохимическое и др.) воздействие на формирующееся покрытие и электролит. В результате этого состав и структура получаемых оксидных слоев существенно отличаются, а свойства значительно выше в сравнении с обычными анодными пленками. Другими положительными отличительными чертами процесса МДО являются его экологичность, относительная универсальность, а также отсутствие необходимости тщательной предварительной подготовки обрабатываемой поверхности в начале технологической цепочки [9].

Процесс МДО состоит из последовательно протекающих нескольких стадий. Вначале происходит формирование диэлектрической пленки в безыскровом режиме, при этом механизм процесса аналогичен традиционному анодированию металлов в водных электролитах. В искровом режиме на поверхности происходит равномерное свечение мел-

ких перемещающихся искр, в микродуговом – перемещение более крупных желто-красных разрядов, а при дуговом режиме происходит частичное разрушение покрытий. Причины перехода от одной стадии процесса оксидирования к другой объясняются изменениями в области объемного заряда в структуре покрытия и изменениями электрических и тепловых параметров осуществления микроплазменных разрядов. К основным признакам, обеспечивающим технологический процесс МДО относят режимы формирования покрытий, подразделяющиеся по [1]:

1. Энергетическим параметрам:

- Изменению электрических величин (потенциально-метрический или гальваностатический);
- Полярности приложенного напряжения (анодный, катодный, анодно-катодный, циклическое переключение режимов различной полярности с паузами);
- Соотношения катодных и анодных режимов, а также пауз между ними;
- Способу формирования разряда (мягкий, мягко-жесткий, жестко-мягкий, жесткий) и т.д.

2. Применяемым электролитам:

- Использованию числа компонентов;
- Химической природе (силикатно-щелочные, кислые и т.д.).

3. Управлению процессами нанесения:

- по частотному регулированию процессов и возможной элементной базе;
- по управлению процессами.

4. Материалу для нанесения – вентильные металлы и сплавы, графит и т.д.

Для структурного синтеза установок и технологий была составлена морфологическая таблица (рис. 1). Каждому морфологическому признаку соответствует возможная альтернатива. Альтернативы это возможные реализации исполнения каждого признака, независимые друг от друга [2].

	Альтернатива 1	Альтернатива 2	Альтернатива 3	Альтернатива 4
Режим	Потенциометрический	Гальваностатический		
Электролит	Кислый	Силикатно-щелочной	Алюминатный	
Материал	Вентильные Ме	Графит	Стальные сплавы	
Управление процессом	нет	Тиристоры	IGBT	
Режим	Мягкий	Мягко-жесткий	Жестко-мягкий	Жесткий
АК Режим	АР	АКР	ПАКР	
Электролит	Однокомпонентный	Двухкомпонентный	Трехкомпонентный	Многокомпонентный
Частотное регулирование	Нет	Есть		
АК	Не регулируется	А/К = 1	А/К > 1	А/К < 1

(А – Анодный режим, К – катодный режим, Р- режим, П - пауза)

Рис. 1. Морфологическая таблица (экранная форма)

Мощность морфологического множества равна 20736 вариантов. В дальнейшем для данной задачи был выбран ряд обоснованных критериев, характеризующих конструктивные и экономические показатели ТР. Далее экспертным путем назначаются весовые коэффициенты на базе метода приписывания баллов, имеющего преимущество в выборе свободы действий перед методами ранжирования. Весовые оценки значений критериев нормируются к единице. Каждая альтернатива из МТ оценивается баллами (от 1 до 9) по степени соответствия каждому критерию. В МТ также заносятся двенадцать опорных (известных) вариантов ТР. Были сгенерированы 1648 вариантов методом случайного перебора и отобрано множество рациональных вариантов с максимальными оценками с последующей кластеризацией. Были впоследствии выбраны несколько кластеров, и среди них кластер № 9 (рисунок 4) с наиболее высокими оценками. Специфической особенностью опорных вариантов и большинства вариантов данного кластера является управление протекающими технологическими процессами при помощи биполярных транзисторов с изолированным затвором (IGBT - Insulated-Gate Bipolar Transistor), что ведет к расширению возможности управления и контроля [11,12]. Данные варианты отличаются от других опорных вариантов – изображений более высокими характеристиками (рис. 2).

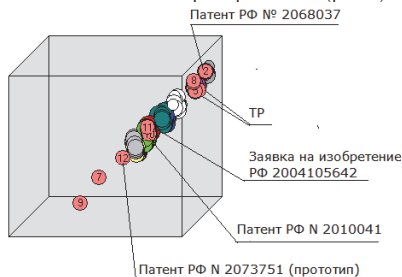


Рис. 2. Расположение опорных ТР в морфологическом поле решений

В итоге было выбрано ТР являющееся комбинацией из вариантов кластера. ТР характеризуется широкими возможностями управления процессами, в частности, на первоначальном этапе реализуется только анодный режим, который позволяет быстро нарастить керамическое покрытие, в дальнейшем осуществляется анодно-катодный режим нанесения с частотным регулированием при помощи IGBT транзисторов, управляемых микроконтроллером. Для выбранного технического решения создана экспериментальная установка МДО (рис. 3) с широкими возможностями регулирования характеристик процессов (по току, напряжению, частотным характеристикам и соотношения анодной и катодной составляющих).

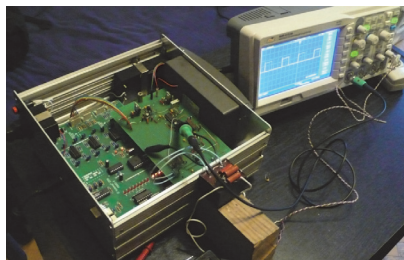


Рис. 3. Экспериментальная установка

Заключение

Предлагаемый подход дает уточнение и упорядочение структуризации решаемой задачи. Повышается степень обоснованности принимаемых решений. Проанализировав множество решений, удается сузить объем информации для принятия специалистом окончательного решения.

Применительно для процесса микродугового оксидирования достигнуты следующие преимущества [3,4]:

- возможность нанесения покрытия на сложнопрофильные изделия, внутренние поверхности и скрытые полости;

- получение покрытий толщиной от 0,05 - 0,2 мм до 0,3 - 0,8 мм с адгезией, сопоставимой с прочностью материала подложки;
 - возможность полной автоматизации процесса самого процесса микро-дугового оксидирования;
 - широкие возможности регулирования скорости процесса (по току, напряжению, частотным характеристикам и соотношения анодной и катодной составляющих).
1. Суминов И.В., Белкин П.Н., Эпельфельд А.В., Людин В.Б., Крит Б.Л., Борисов А.М. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов. М.: Техносфера, 2011. 464 с.
 2. D.L. Rakov, A.V. Sinyev. The Structural Analysis of New Technical Systems Based on a Morphological Approach under Uncertainty Conditions. Journal of Machinery Manufacture and Reliability, ISSN 1052-6188, © Allerton Press, Inc., 2015, Vol. 44, No. 7, pp. 74–81.
 3. Раков Д.Л. Структурный анализ и синтез новых технических систем на базе морфологического подхода. - М.: - URSS, 2011, - 160 с.
 4. Клименко Б.М., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Щепкин Н.П. Применение морфологического подхода для оценки технических решений и патентования изобретений на примере установок для микродугового оксидирования. // Изобретательство – 2015. – Том XV, № 10. – С. 23-31.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ОБРАЗЦА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ РАВНОМЕРНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ СДВИГЕ С УКЛАДКОЙ СЛОЕВ $\pm 45^\circ$

Матюшевский Н.В.^{1,*}, Попов А.Г.¹

¹АО «ОНПП «Технология»» им. А.Г. Ромашина., Обнинск, Россия; *nikola301obninsk@yandex.ru;

Аннотация: Полученные значения сдвиговых напряжений и деформаций методом конечных элементов (КЭ) и оптическим методом позволили определить оптимальный диапазон отношения длины рабочей части пластины к ее ширине и форму радиуса скругления выреза, при которых в рабочей зоне образца наблюдается равномерное распределение сдвиговых напряжений.

Ключевые слова: сдвиг в плоскости листа, сдвиговые напряжения и деформации, метод конечных элементов, оптический метод, композиционные материалы.

Для многих изделий авиационной и космической техники сдвиговые напряжения, могут оказывать существенное влияние на несущую способность и быть причиной разрушения конструкций. Не случайно, в технические требования к процессу изготовления современных композиционных конструкций, все чаще, включаются показатели прочности и модуля сдвига. Поэтому корректное определение характеристик сдвига в плоскости листа представляет собой важное прикладное значение.

Механические испытания на сдвиг образцов из полимерных композиционных материалов (ПКМ), в частности высокомодульных и высокопрочных углепластиков, имеют ряд особенностей, которые влияют на выбор метода испытаний, способа приложения нагрузки формы и размеров образцов. В первую очередь это связано с существенной анизотропией свойств материала и наличием межслойных напряжений. Анизотропия свойств и особенности строения слоистых пластиков обуславливают увеличение числа прочностных и упругих характеристик и приводят к повышенной чувствительности материала образцов к различного рода концентрациям напряжений.

Для определения модулей и прочности при сдвиге в плоскости пластины слоистых композитов, армированных высокопрочными и высокомодульными волокнами, существует гораздо больше стандартов (ASTM, EN, ГОСТ и других), чем для испытаний при других видах нагружения. Одной из причин такого разнообразия является наличие большого числа различных типов сдвигового нагружения. Только при испытаниях образцов на сдвиг в плоскости листа известны следующие виды нагружения: диагональный сдвиг пластины в шарнирном четырехзвеннике [1,2], перекашивание пластины относительно узкой полосы [3, 4, 5], сдвиг образца с V-образной канавкой [3, 6], растяжение анизотропной полосы и другие. Опыт экспериментального определения характеристик ПКМ при сдвиге показывает, что разнообразие методов и стандартов не всегда является положительным фактором. Результаты испытаний, выполненных по различным стандартам, на практике, как правило, не соответствуют друг

другу, что затрудняет анализ свойств материала и вызывает проблемы при проектировании и прочностных расчетах композитных конструкций. В тоже время, практически отсутствуют работы, в которых комплексно оцениваются достоинства и недостатки различных методов испытаний на сдвиг образцов из углепластиков и соотносятся результаты испытаний, выполненных по различным стандартам.

Одна из главных трудностей в разработке методов испытаний армированных пластиков на сдвиг — обеспечение в образцах состояния чистого сдвига, для которого достаточно точно применимы методы обработки результатов эксперимента. Методика испытаний на сдвиг слоистых анизотропных пластиков и ориентации действующих усилий относительно осей симметрии материала и геометрических размеров образцов, прежде всего, толщины. Кроме того в работе [1] отмечается отсутствие универсальных методов экспериментального одновременного определения упругих постоянных и прочности при сдвиге.

В ряде исследований, в том числе [7], отмечается, что существующие на сегодняшний день методы испытаний слоистых композитов не всегда способны обеспечить достоверность результатов определения прочностных и упругих сдвиговых характеристик материалов для образцов, армированных перемежающимися элементарными слоями под углами $\pm 45^\circ$ в плоскости сдвига.

При проведении испытаний образцов из углепластиков со схемой армирования $\pm 45^\circ$ при сдвиге в плоскости листа даже с использованием стандартов необходима особенно тщательная проработка возможности и обоснованности применения стандартизованного метода для данного типа материала, схемы армирования и толщины композиционного пакета.

В работе проведен расчетный и экспериментальный анализ НДС образцов по трехрельсовой схеме нагружения «Rail Shear» при испытании на сдвиг высокомодульного углепластика со схемой армирования $\pm 45^\circ$.

—ГОСТ Р 50578-93«Материалы композиционные полимерные,« Метод испытания на сдвиг перекашиванием пластины»»;

– D4255 D4255M-15B «Test Method for In-Plane Shear Properties of Polymer Matrix Composite Materials by the Rail Shear Method».

На основании расчетных и экспериментальных исследований и полученных диаграмм распределений напряжений определены рациональные геометрические параметры образцов. Получены зависимости распределение сдвиговых напряжений и деформации с учетом изменения длины и ширины рабочей зоны образца и наличием вырезов с различными радиусами.

В процессе нагружения образцов оптическим методом исследовалось НДС образцов с размерами, выполненными в соответствии с имеющимися стандартами, и образцы с измененными геометрическими размерами.

Анализ проведенных исследований и испытаний показал, что влияние концентраторов напряжений и распределение касательных напряжений зависит от формы и размера рабочей части образца. Полученные значения сдвиговых напряжений и деформаций методом конечных элементов (КЭ) и оптическим методом позволили определить оптимальный диапазон отношения длины рабочей части пластины к ее ширине и форму радиуса скругления выреза, при которых в рабочей зоне образца наблюдается равномерное распределение сдвиговых напряжений (рис. 1 и 2).

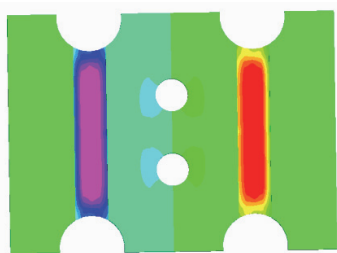


Рис.1. Распределение сдвиговых деформаций τ_{xy} определенных методом КЭ в расчетном пакете MSC/Nastran.

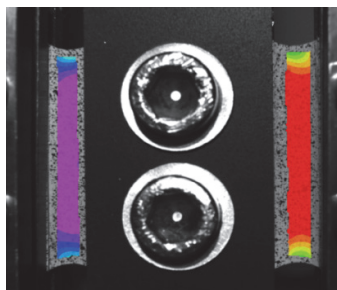


Рис.2. Распределение сдвиговых деформаций τ_{xy} определенных оптическим методом в программном комплексе VIC-3D

Для определения модуля упругости и предела прочности высокомолекулярных углепластиков со схемой армирования $\pm 45^\circ$ при сдвиге в плоскости листа предложен образец в форме прямоугольной пластины с защитными накладками. Рабочая часть находится между симметрично расположенными на противоположных сторонах пластины вырезов U-образной формы, радиус R каждого выреза составляет 5-10 мм включительно, при этом размеры рабочей зоны выбираются из соотношения:

$$l/b = 5-10,$$

где l – длина рабочей зоны,

b – ширина рабочей зоны,

а в центре образца перпендикулярно линии приложения нагрузки выполнены сквозные отверстия.

Предлагаемая геометрия образца позволяет достичь при испытаниях равномерного напряженно-деформированного состояния в его рабочей части, обеспечить максимальное снижение уровня концентраторов напряжений, что дает возможность повысить точность и достоверность определения прочностных характеристик современных высокомолекулярных углепластиков.

1. Тарнопольский Ю. М., Кинцис Т. Я. Методы статических испытаний армированных углепластиков. - 3-е изд., перераб. и доп. - М.: Химия, 1981. - 272, 148-153 с.

2. ГОСТ 24778-81 Метод определения прочности при сдвиге в плоскости листа. (1981 г.)

3. Donald F. Adams, Leif A. Carlsson, R. Byron Pipes. Experimental Characterization of Advanced Composite Materials/Two-Rail Shear Test Method (ASTM D 4255). By CRC Press LLC 200 3. pp.106-110. pp.111-115.

4. ASTM D4255 D4255M-15B «Test Method for In-Plane Shear Properties of Polymer Matrix Composite Materials by the Rail Shear Method. (2015 г.)

5. ГОСТ Р 50578-93 Материалы композиционные полимерные. Метод испытания на сдвиг перекашиванием пластины. (1993 г.).

6. ASTM D5379 D5379M-12 Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method.

7. Bert, C. W., and Guess, T. R. Mechanical Behavior of Carbon/Carbon Filamentary Composite. In Conf. Compos. Mater. Testing Design, 2nd Amer. Soc. Testing Mater., Spec. Tech. Publ. 497, 1972. pp. 89—106.

СОДЕРЖАНИЕ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ И ОПТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ГИБРИДНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ Агеева Т.Г.	3
АЛЮМИНИЕВЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ Агуреев Л.Е., Иванов Б.С., Канушкин А.И., Рудштейн Р.И.	5
РАСЧЕТ НДС В МНОГОСЛОЙНОЙ СИСТЕМЕ «ПОДЛОЖКА – ФУНКЦИОНАЛЬНОЕ ПОКРЫТИЕ» ПРИ ТЕПЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ Астапов А.Н., Жаворонок С.И.	8
МЕТОДЫ МОНИТОРИНГА ПОВРЕЖДЕНИЙ В АВИАЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЯХ Баутин А.А., Свирский Ю.А., Панков А.В., Токарь В.Л., Филичкина Л.П.	11
МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК АКТИВИРОВАННОЙ ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНОВОЙ МАТРИЦЫ Берладир К.В., Белоус Е.А., Говорун Т.П.	14
К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАЗРУШАЮЩИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВЫРЫВЕ ЗАКЛЕПОК ИЗ КОМПОЗИЦИОННОЙ ОБШИВКИ КРЫЛА Боровская Я.С., Глебова М.А., Гришин В.И., Гусева Н.В.	16
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ ПРОЦЕССОВ СМАЧИВАНИЯ И РАСТЕКАНИЯ ОЛИГОМЕРНЫХ СВЯЗУЮЩИХ НА ПОВЕРХНОСТИ ВОЛОКНИСТЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ Бородулин А.С., Малышева Г.В.	19
МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОШИВКИ УГЛЕРОДНЫХ ПРЕФОРМ Буянов И.А., Малышева Г.В.	20
ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ КОМПОЗИТНЫХ КРЫЛЬЕВ МАЛОГО УДЛИНЕНИЯ Гагауз Ф.М., Плотников В.И., Плотников Р.В.	21
ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НОВОГО МЕТОДА ПРОВЕРКИ СТАТИСТИЧЕСКОЙ ОДНОРОДНОСТИ НА ПРИМЕРЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПРОЧНОСТИ ВЫСОКОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ. Гадолina И.В., Лисаченко Н.Г., Зайнетдинов Р.И., Попов А.Г.	23
ПРОЕКТНЫЙ КОМПЛЕКС ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КОМПОЗИТНЫХ АГРЕГАТОВ РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ. Гайдачук В.Е., А.В. Кондратьев., Кириченко В.В., Решетникова Е.В.	26
ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ В БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЯХ Гришин В.И., Гоцелюк Т.Б., Коваленко Н.А.	27
СПИНОДАЛЬНЫЙ РАСПАД РАСТВОРА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ЭВТЕКТИЧЕСКИХ КОМПОЗИТОВ Гуськов А.П.	30
НЕЛИНЕЙНАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ КОМПОЗИТНОЙ ПЛАСТИНЫ С МЕЖФАЗНОЙ ТРЕЩИНОЙ ДЛЯ ГАРМОНИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА ДЖОНА Доманская Т.О., Мальков В.М., Малькова Ю.В.	33
НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ КРАЕВЫХ ЭФФЕКТОВ В СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКАХ Дударьков Ю.И., Левченко Е.А., Лимонин М.В., Шевченко А.В.	36
ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА СВОЙСТВА МАТЕРИАЛА КОМПОЗИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ Дудченко А.А., Шумова Н.П.	39
АНАЛИЗ НЕЛИНЕЙНОГО ПОВЕДЕНИЯ КОСОУГОЛЬНО-АРМИРОВАННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ ОРИЕНТАЦИИ ВОЛОКОН Думанский А.М., Алимов М.А., Радченко А.А.	42
УСТОЙЧИВОСТЬ СТОЙКИ ШЕНЛИ НА СТЕРЖНЯХ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ В РАМКАХ НЕЛИНЕЙНОЙ ТЕОРИИ ПРИ ФАЗОВОМ ПРЕВРАЩЕНИИ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ. Думанский С.А.	44

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОЧНОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ МАТЕРИАЛОВ С УЧЕТОМ ОСОБЕННОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ	47
Зеньков Е.В.	
ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТОНКОСТЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ МЕТОДОМ РЕНТГЕНОВСКОЙ ТОМОГРАФИИ	49
Иванов Н.З., Неповинных В.И., Думанский А.М.	
МЕТОДИКА ИДЕНТИФИКАЦИИ ПРОЧНОСТИ УГЛЕПЛАСТИКА ПРИ СДВИГЕ В ПЛОСКОСТИ СЛОЯ	51
Картабаев С.Ж., Русланцев А.Н.	
МОДЕЛИРОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ ТРЕХСЛОЙНОГО СТЕРЖНЯ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ	53
Каюмов Р.А., Мухамедова И.З.	
УСТОЙЧИВОСТЬ АРКИ ПРИ ЛОКАЛЬНОМ НАГРУЖЕНИИ	55
Каюмов Р.А., Тазюков Б.Ф.	
ИЗМЕРЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ВНУТРИ МАТЕРИАЛА НИТЕНАМОТАННЫХ БАЛЛОНОВ В ПРОЦЕССЕ ИХ ИСПЫТАНИЙ ВНУТРЕННИМ ДАВЛЕНИЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОПТО-ВОЛОКОННЫХ ЛИНИЙ С БРЭГГОВСКИМИ РЕШЕТКАМИ	57
Козельская С.О.	
МЕТОД КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА БРОНЕЖИЛЕТОВ ПО АНАЛИЗУ ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ	59
Козельская С.О.	
ОЦЕНКА ПРЕДЕЛЬНОГО РЕСУРСА И НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ И КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОГНОСТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ	62
Козельская С.О., Морозова Т.Ю.	
ОСОБЕННОСТИ МЕЖСЛОЕВОГО РАЗРУШЕНИЯ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТКАНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ ПО МОДАМ I И II	64
Крылов В.Д., Яковлев Н.О., Гуляев А.И., Шуртаков С.В., Тепишкина Е.С.	
СОВРЕМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НЕРАЗРУШАЮЩЕГО КОНТРОЛЯ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	66
Кульков А.А., Будадин О.Н., Козельская С.О.	
ТЕПЛОВОЙ МЕТОД И СРЕДСТВА ДИАГНОСТИКИ НАДЕЖНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПРОЦЕССЕ СИЛОВОГО НАГРУЖЕНИЯ ПО АНАЛИЗУ ДИНАМИЧЕСКИХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ	69
Кульков А.А., Будадин О.Н., Козельская С.О.	
МОДЕЛЬ КОМПОЗИТА С СИСТЕМОЙ ЛЕНТОЧНЫХ УСИЛЕНИЙ	71
Кундрат А.М.	
АНАЛИЗ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ СОВРЕМЕННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ	74
Лисаченко Н.Г., Попов А.Г., Гадюлина И.В.	
ИССЛЕДОВАНИЕ УСТАЛОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСТРУКТИВНЫХ ПЕРЕМЕЖИВАТЕЛЕЙ КРЫЛА ПЕРСПЕКТИВНОГО ПАССАЖИРСКОГО САМОЛЕТА ИЗ ПКМ	77
Лукьянчук А.А., Панков А.В., Свирский Ю.А., Токарь В.Л., Калинин А.Г., Балашов В.В.	
СОЗДАНИЕ ВОЛОКНИСТЫХ СТРУКТУР С ПЕРЕМЕННОЙ ЖЁСТКОСТЬЮ ЗА СЧЁТ ПРИМЕНЕНИЯ КРИВОЛИНЕЙНЫХ ТРАЕКТОРИЙ АРМИРОВАНИЯ	80
Малахов А.В., Полилов А.Н.	
АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ КОМПОЗИТНОЙ ПЛАСТИНЫ С ЭЛЛИПТИЧЕСКИМ ОТВЕРСТИЕМ АНАЛИТИЧЕСКИМИ И ЧИСЛЕННЫМИ МЕТОДАМИ	82
Мальков В.М., Малькова Ю.В., Петрухин Р.Р.	
ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМА ОТВЕРЖДЕНИЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	85
Маунг П.П.	
К ВОПРОСУ О НЕЛИНЕЙНОЙ УПРУГОСТИ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА	87
Мельшанов А.Ф., Пугачев М.С.	
ОЦЕНКА ДОПУСТИМОСТИ ПОВРЕЖДЕНИЙ (DAMAGE TOLERANCE) КОМПОЗИТОВ С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ И КЕРАМИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ	89
Милейко С.Т.	

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЖЕСТКОСТИ НА ИЗГИБ ОБРАЗЦА ИЗ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА С СОТОВЫМ НАПОЛНИТЕЛЕМ	92
Миронова Н.И., Сазонов В.Г.	
УЧЕТ ВИДА НАПРЯЖЕННОГО И ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ОПИСАНИИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ	95
Мишустин И.В.	
КРАЕВЫЕ ЗАДАЧИ ТЕРМОМЕХАНИКИ ДЛЯ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ	98
Мовчан А.А., Машихин А.Е.	
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ И ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ФАЗОВЫХ И СТРУКТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ В СПЛАВАХ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ	101
Мовчан А.А., Казарина С.А., Сильченко А.Л.	
ФОРМИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ КЛЕЕВОГО ЭЛАСТОМЕРНОГО СОЕДИНЕНИЯ ПРИ СДВИГЕ	104
Неповинных В.И., Думанский А.М., Русин М.Ю.	
АНАЛИЗ УСЛОВИЙ РАБОТЫ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРОВ НАВЕСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С ЦЕЛЬЮ КЛАССИФИКАЦИИ ХАРАКТЕРНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЦИЛИНДРОВ	107
Никонова Т.Ю., Жетесова Г.С., Митрофанова Е.А., Сагитов А.А.	
СОВЕТСКИЕ ПИОНЕРЫ ДРОБНОГО ИНТЕГРО-ДИФФЕРЕНЦИРОВАНИЯ. I. А.Н. ГЕРАСИМОВ. БИОГРАФИЯ	110
Новоженкова О.Г.	
СОВЕТСКИЕ ПИОНЕРЫ ДРОБНОГО ИНТЕГРО-ДИФФЕРЕНЦИРОВАНИЯ. II. М.И. РОЗОВСКИЙ. ОБЗОР РАБОТ	113
Новоженкова О.Г.	
КОЛЕБАНИЯ КОМПРЕССОРНОЙ ЛОПАТКИ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПОЛЕ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ СИЛ	116
Нуримбетов А.У., Дудченко А.А.	
ГЕОМЕТРИЧЕСКИ И ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫЕ УРАВНЕНИЯ ТЕОРИИ СЛОИСТЫХ СТЕРЖНЕЙ В КВАДРАТИЧНОМ ПРИБЛИЖЕНИИ	119
Паймушин В.Н., Холмогоров С.А.	
АНАЛИЗ СТАНДАРТОВ ИСПЫТАНИЙ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ И НАПРАВЛЕНИЯ ИХ ДАЛЬНЕЙШЕГО РАЗВИТИЯ	121
Паймушин В.Н., Холмогоров С.А., Макаров М.В.	
ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СЛОИСТОГО КОМПОЗИТНОГО ТЕСТ-ОБРАЗЦА ПРИ ТРЕХТОЧЕЧНОМ ИЗГИБЕ	126
Паймушин В.Н., Холмогоров С.А., Макаров М.В.	
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ С ПОМОЩЬЮ ИЗМЕРЕНИЯ КОМПОНЕНТ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ НА КОНТУРЕ ЗОНДИРУЮЩЕГО ОТВЕРСТИЯ	129
Писарев В.С., Елеонский С.И.	
МЕХАНИКА РАССЕЯННОГО И ЗАПАЗДЫВАЮЩЕГО РАЗРУШЕНИЯ ВОЛОКНИСТЫХ КОМПОЗИТОВ	132
Полилов А.Н.	
АНАЛОГИЯ ЗАДАЧИ ЛЕОНАРДО О ВЕТВЛЕНИИ С КОМПОЗИТНОЙ БАЛКОЙ КОНСТЭРА	135
Полилов А.Н., Татусь Н.А.	
ВЛИЯНИЕ НАНОМОДИФИЦИРОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОМПОЗИТА	138
Портнова Я.М., Матюшевский Н.В.	
ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛОЗАЩИТНОГО ЭКРАНА ВНУТРЕННЕЙ ПОЛОСТИ КЕРАМИЧЕСКОГО ОБТЕКАТЕЛЯ	140
Рогов Д.А., Антонов В.В., Туркин И.К.	
СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КОМПОЗИТНЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ С ЭПФ	143
Русинов П.О., Бледнова Ж.М.	
ЗАДАЧА О ИЗГИБЕ КРИВОЛИНЕЙНОЙ КОМПОЗИТНОЙ БАЛКИ	146
Русланцев А.Н., Думанский А.М., Алимов А.М.	
АНАЛИЗ АНИЗОТРОПИИ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТКАНОГО УГЛЕПЛАСТИКА С БИСМАЛЕИМИДНЫМ СВЯЗУЮЩИМ	149
Русланцев А.Н., Думанский А.М., Портнова Я.М.	

СПОСОБ БЕЗЭТАЛОННОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ПРИ ОЦЕНКЕ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	151
Рыков А.Н.	
УЛЬТРАЗВУКОВОЙ КОНТРОЛЬ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	153
Рыков А.Н.	
АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ СПЛАВОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ, РАБОТАЮЩИХ НА КРУЧЕНИЕ	156
Саганов Е.Б.	
ЧИСЛЕННАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ И АНАЛИЗ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПУЛТРУЗИИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ПКМ	159
Сафонов А.А., Саратов А.А., Бондарчук Д.А.	
ПРИМЕНЕНИЕ ЭФФЕКТА БАУШИНГЕРА ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ХРАНЕНИИ В НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВОЛОКНИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	162
Саяпин С.Н.	
ОЦЕНКА МЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ СЛОИСТЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ В ПРОЦЕССЕ НЕУПРУГОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ ПО СТЕПЕНИ НЕПОВРЕЖДЕННОСТИ МАТЕРИАЛА, ОПРЕДЕЛЯЕМОЙ МЕТОДОМ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ. ИНЖЕНЕРНОЕ ПРИЛОЖЕНИЕ.	165
Северов П.Б.	
ВЛИЯНИЕ ФИЛЬТРАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ НА НДС ТОЛСТОСТЕННЫХ НАМОТОЧНЫХ КОМПОЗИТОВ	168
Сергеев А.Ю., Турусов Р.А., Куперман А.М.	
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЧАСТОТ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИЙ ОБОЛОЧЕК С ПРИСОЕДИНЕННОЙ МАССОЙ	171
Серёгин С.В., Космынин А.В., Козин В.М., Хвостиков А.С., Сысоев О.Е., Васильев А.С., Касьянова Е.А.	
ПЕРСПЕКТИВНЫЕ МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ И СВОЙСТВА ГЕТЕРОМОДУЛЬНОЙ КОМПОЗИЦИОННОЙ КЕРАМИКИ В СИСТЕМЕ SIALON-BN	173
Смирнов К.Л., Нефедова Е.В., Григорьев Е.Г.	
ПРОЕКТИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ НА ПРОЧНОСТЬ ПАНЕЛИ ОБШИВКИ УНИВЕРСАЛЬНОГО СПАСАТЕЛЬНОГО СРЕДСТВА, РАБОТАЮЩЕГО В ЭКСТРЕМАЛЬНЫХ АРКТИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ	176
Соляев Ю.О., Лурье С.А., Дудченко А.А., Бузник В.М., Кошурина А.А.	
ИССЛЕДОВАНИЕ СТОЙКОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЛА ИЗ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ К УДАРНЫМ НАГРУЗКАМ	178
Староверов А.А., Неповинных В.И., Хамицаев А.С., Атрощенко В.Ф.	
ВЗАИМОСВЯЗЬ СТРОЕНИЯ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТЕКСТИЛЬНО-АРМИРОВАННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	179
Столяров О.Н., Мельников Б.Е.	
СТРУКТУРА И СВОЙСТВА AL₂O₃ /ГРАФЕН КОМПОЗИТА, ПОЛУЧЕННОГО МЕТОДОМ ПЛАЗМЕННО-ИСКРОВОГО СПЕКАНИЯ	182
Столяров В.В., Мисоченко А.А., Григорьев Е.Г., Жолнин А.Г., Клячкина Е.А.	
ГИПОТЕЗА СУММИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ ПРИ КВАЗИСЛУЧАЙНОМ НАГРУЖЕНИИ ЭЛЕМЕНТОВ КОМПОЗИТНЫХ АВИАКОНСТРУКЦИЙ	184
Стрижжус В.Е.	
ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТОЛЩИНЫ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО СЛОЯ -НОМИНАЛЬНОЙ И ИЗМЕРЕННОЙ, ВЛИЯНИЕ ЭТИХ ОСОБЕННОСТЕЙ НА ПРОГНОЗИРОВАНИЕ СВОЙСТВ СЛОИСТОГО КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА	187
Таирова Л.П., Смердов А.А.	
МЕТОД КОНЕЧНОГО СЛОЯ: ВЫЧИСЛЕНИЕ МЕЖСЛОЙНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И МОДАЛЬНЫХ СОСТАВЛЯЮЩИХ СКОРОСТИ ВЫСВОБОЖДЕНИЯ ЭНЕРГИИ В КОМПОЗИТНЫХ ОБРАЗЦАХ С КРАЕВЫМИ РАССЛОЕНИЯМИ	190
Тимонин А.М.	
НОВАЯ УТОЧНЕННАЯ ТЕОРИЯ ОРТОТРОПНЫХ ОБОЛОЧЕК И ЕЕ ПРИМЕНЕНИЕ В МЕТОДЕ КОНЕЧНОГО СЛОЯ	193
Тимонин А.М.	

ИССЛЕДОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ КОМПОЗИТНОЙ ЛОПАСТИ ВЕРТОЛЕТА	196
Фэн Г., Думанский А.М., Русланцев А.Н.	
ОБ ЭКВИВАЛЕНТНОСТИ ПОРИСТОЙ СРЕДЫ И НЕОДНОРОДНОЙ КЛАССИЧЕСКОЙ СРЕДЫ	199
Харченко К.Д.	
КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ, УЧИТЫВАЮЩИЕ ИСТОРИЮ ДЕФОРМИРОВАНИЯ, И МОДЕЛИРОВАНИЕ КРИВЫХ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ	202
Хохлов А.В.	
ПОВЫШЕНИЕ МЕЖСЛОЕВОЙ ПРОЧНОСТИ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СПЕЦИАЛЬНЫХ АРМИРУЮЩИХ ЧАСТИЦ	205
Чарквиани Р.В., Комаров В.А., Павлов А.А.	
ФРАГМЕНТАЦИОННОЕ РАЗРУШЕНИЕ КОМПОЗИТНЫХ БАЛЛОНОВ ДЛЯ ГАЗОМОТОРНОГО ТОПЛИВА В ПРИСУТСТВИИ ДЕФЕКТОВ ВНУТРЕННЕГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ЛЕЙНЕРА	208
Яковлева С.П., Махарова С.Н.	
ACCOUNTING SAFETY CRITERIA IN COMPOSITE STRUCTURES BY THE STRUCTURAL SYNTHESIS OF COMPLEX ENGINEERING SYSTEMS DURING CONCEPTUAL DESIGN	211
Bardenhagen A., Rakov D.	
PREDICTION OF DURABILITY OF COMPOSITE STRUCTURES RELATED TO TIME-DEPENDENT BEHAVIOR OF POLYMERIC MATRIX: MONITORING TIME-DEPENDENT PROPERTIES USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS	213
Aulova A., Govekar E., Emri I.	
СТРУКТУРНЫЙ СИНТЕЗ ТЕХНОЛОГИЙ ПОЛУЧЕНИЯ ТОНКИХ ПЛЕНОК НА ВЕНТИЛЬНЫХ МЕТАЛЛАХ МЕТОДОМ МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ	216
Климченко Б.М., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю.	
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ОБРАЗЦА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ РАВНОМЕРНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ СДВИГЕ С УКЛАДКОЙ СЛОЕВ $\pm 45^\circ$	219
Матюшевский Н.В., Попов А.Г.	

Подписано в печать 01.10.2016. Формат 70х100 1/16.

Печать офсетная.

Гарнитура «Таймс»

Бумага офсетная. Тираж 120 экз.

Отпечатано в АП «Столица».

Москва, Малая Юшуньская, 1, корпус 1.

Тел. 8 495 510-32-98

www.maska.su, info@maska.su