

МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПРЕДЕЛОВ ПРОЧНОСТИ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Введение. На этапе проектирования любой конструкции инженер должен учитывать ее работоспособность не только с функциональной точки зрения, но и установить ее прочность (или запас прочности) при расчетном уровне нагрузок. Самым достоверным способом оценки прочности конструкции является эксперимент, в процессе которого созданы условия, наиболее приближенные к реальным. Но проведение натуральных испытаний не всегда применимо как из-за больших габаритов конструкций (зализ, обтекатель, створка, элементы оперения и т.п.), высокой стоимости применяемых материалов, больших затрат времени, так и из-за неизвестности или неопределенности условий и характера нагружения.

Понятие прочности непосредственно связано с понятием разрушения. Под прочностью понимается способность материала или материалов конструкции воспринимать заданный уровень механического нагружения без разрушения, а разрушение – это критическое состояние конструкции, определяющее наивысшую границу ее несущей способности. В общем случае несущая способность включает в себя множество аспектов, связанных с утратой конструкцией целостности, с потерей устойчивости, с усталостью и т.п.

Описание процесса разрушения КМ усложняется из-за множества как независимых, так и взаимосвязанных форм разрушения. Это излом волокон, расслоение, нарушение адгезии волокна и матрицы, растрескивание матрицы из-за усадочных и (или) температурных напряжений. Также на прочность конструкции оказывает сильное влияние выбор технологического процесса и качество изготовления.

Перечисленные явления, сопровождающие разрушение настолько усложняют рассмотрение проблемы на микроуровне (на уровне взаимодействия волокна с матрицей), что критерий прочности не может быть построен на основе анализа механизма проявления и взаимодействия всех этих явлений.

Критерии прочности строят на основе данных о поведении и прочности макрообъемов материала, т.е. они имеют феноменологический характер. Наиболее важным требованием к критерию прочности является достаточно точное соответствие экспериментальным результатам и простоте использования.

В настоящее время наибольшее распространение получили два подхода к прогнозированию прочности слоистых КМ.

Согласно первому [1, 2] подходу прочность композита оценивается на основании критерия прочности для каждого отдельного слоя. Предельная несущая способность определяется как начало разрушения какого-либо слоя. Для математического описания данного подхода необходимо знать упругие константы монослоя, его прочностные характеристики, а также функциональную зависимость между этими величинами. Недостаток такого подхода состоит в том, что послойное оценивание прочности показывает большой разброс в сравнении с реальными (полученными экспериментально) прочностными свойствами пакета в целом. Это объясняется сложностью взаимодействия компонентов композита между собой, из чего следует, что слои в сложноармированном пакете не обладают свойствами слоя, испытанного изолированно. Несмотря на то, что такой подход дает большую погрешность в определении прочностных свойств пакета, он позволяет определить характер разрушения, т.е. выявить слой, с которого начинается разрушение, а также при каких напряжениях это происходит.

Второй подход основывается на прочностном расчете пакета в целом по его эффективным механическим характеристикам и критерию прочности для всего пакета. Этот подход также не дает удовлетворительной сходимости с результатами полученными экспериментально. Также в этом подходе присутствуют некоторые противоречивые допущения: в одних источниках пакет слоев рассматривается как однородный и изотропный [1], а в других как анизотропный [4], что вносит большие сомнения в правильности основной идеи такого подхода.

Цель настоящей работы заключается в анализе расчетных методик, относящихся к послойному (первый подход) прогнозированию прочности слоистых композитов при статическом нагружении и в их уточнении путем учета температурного влияния.

Основные гипотезы и предположения. Для характеристики напряженно-деформированного состояния слоистого композита и позиционирования его слоев будем использовать следующие системы координат: глобальную (x, y, z) (рис. 1) и локальные $(1, 2, 3)$, совпадающие с осями ортотропии слоев.

Полагаем, что каждый монослой представляет собой структуру, образованную выпрямленными и одинаково ориентированными волокнами, которые равномерно распределены в полимерной матрице. Проскальзывание между матрицей и волокнами отсутствует.

Согласно теории высоконаполненных волокнистых материалов, основанной на регуляризации структуры, и допущению об однородном напряженном состоянии вдоль ориентации волокон в одной ячейке монослой будем считать трансверсально-изотропным материалом [3, 8].

Локальную систему координат слоя выберем таким образом, чтобы ось 01 и направление волокон совпадали.

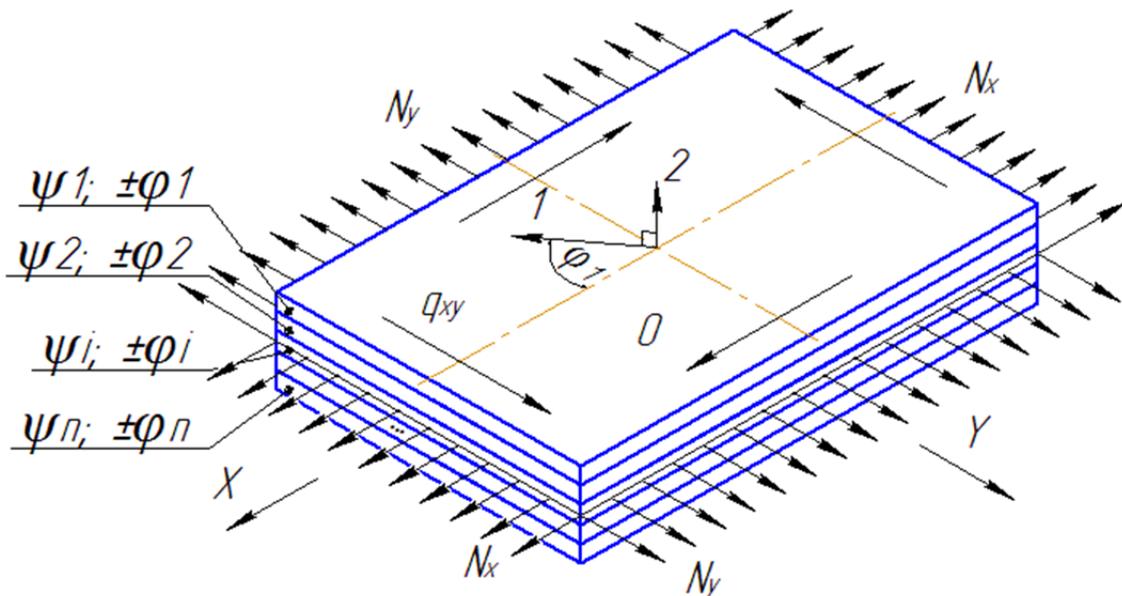


Рисунок 1 – Обобщенная структура многослойного композита

Предлагаемые в литературных источниках аналитические методики прогнозирования остаточной прочности, как правило, основаны на последовательном прогнозировании разрушения слоев композита, при этом на каждом этапе идет пересчет упругих характеристик без учета уже разрушенных слоев. Подобная процедура повторяется до вырождения матрицы жесткости пакета, что свидетельствует о потере им несущей способности.

Достаточно широко в инженерной практике для расчета несущей способности слоистых композиционных материалов применяется метод, получивший название «разрушение первого слоя». В этом случае материал считается разрушенным, если разрушился хотя бы один слой. В связи с этим ограничимся рассмотрением методики прогнозирования начала разрушения пакета, которая может быть использована как составляющая часть методики прогнозирования остаточной прочности.

Методика расчета основана на материалах, изложенных в [9]. При построении аналитической модели полагаем, что в качестве предела прочности (монолитности) пакета может быть использована максимальная величина соответствующего компонента среднего напряжения, при котором критерий прочности выполняется для всех его слоев. Рассмотрим алгоритм расчета предела прочности пакета на базе критерия Мизеса – Хилла для ортотропного материала, находящегося в плоском НДС:

$$\frac{\sigma_{1i}^2}{F_{1i}^2} - \frac{\sigma_{1i}\sigma_{2i}}{F_{1i}F_{2i}} + \frac{\sigma_{2i}^2}{F_{2i}^2} + \frac{\tau_{12i}^2}{F_{12i}^2} \leq 1, \quad (1)$$

где $\sigma_{1i}, \sigma_{2i}, \tau_{12i}$ – напряжения в i -том слое; F_{1i}, F_{2i}, F_{12i} – предельные напряжения в i -том слое.

Если пределы прочности слоя при растяжении и сжатии различаются, то следует принять

$$F_{1i} = \begin{cases} F_{1pi} & \text{при } \sigma_{1i} \geq 0, \\ F_{1ci} & \text{при } \sigma_{1i} < 0; \end{cases} \quad F_{2i} = \begin{cases} F_{2pi} & \text{при } \sigma_{2i} \geq 0, \\ F_{2ci} & \text{при } \sigma_{2i} < 0, \end{cases} \quad (2)$$

где индексами «р» и «с» обозначены пределы прочности слоя при растяжении и сжатии соответственно.

Из теории слоистых материалов известно, что напряжения в слоях пакета в местной системе координат связаны со средними напряжениями соотношениями следующего вида

$$\begin{cases} \sigma_{1i} = K_{11}^i \sigma_x + K_{12}^i \sigma_y + K_{13}^i \tau_{xy} + K_{T1}^i \Delta T; \\ \sigma_{2i} = K_{21}^i \sigma_x + K_{22}^i \sigma_y + K_{23}^i \tau_{xy} + K_{T2}^i \Delta T; \\ \tau_{12i} = K_{31}^i \sigma_x + K_{32}^i \sigma_y + K_{33}^i \tau_{xy} + K_{T3}^i \Delta T, \end{cases} \quad (3)$$

где K_{kj}^i, K_{Tk}^i ($k, j = 1, 2, 3$) – коэффициенты, зависящие от упругих характеристик слоев и схемы армирования пакета.

Расчет напряженно-деформированного состояния:

Коэффициенты мембранной жесткости ортотропного пакета:

$$\begin{aligned} \overline{B}_{11}(\varphi_i) &= \sum_{i=1}^n \psi_i (\overline{E}_1 \cos^4 \varphi_i + 2\overline{E}_1 \mu_{21} \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \overline{E}_2 \sin^4 \varphi_i + G_{12} \sin^2 2\varphi_i); \\ \overline{B}_{12}(\varphi_i) &= \sum_{i=1}^n \psi_i [(\overline{E}_1 + \overline{E}_2) \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \overline{E}_1 \mu_{21} (\sin^4 \varphi_i + \cos^4 \varphi_i) - G_{12} \sin^2 2\varphi_i]; \\ \overline{B}_{22}(\varphi_i) &= \sum_{i=1}^n \psi_i (\overline{E}_1 \sin^4 \varphi_i + 2\overline{E}_1 \mu_{21} \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + \overline{E}_2 \cos^4 \varphi_i + G_{12} \sin^2 2\varphi_i); \\ \overline{B}_{33}(\varphi_i) &= \sum_{i=1}^n \psi_i [(\overline{E}_1 + \overline{E}_2 - 2\overline{E}_1 \mu_{21}) \sin^2 \varphi_i \cos^2 \varphi_i + G_{12} \cos^2 2\varphi_i]; \\ \overline{B}_{13}(\varphi_i), \overline{B}_{31}(\varphi_i), \overline{B}_{23}(\varphi_i), \overline{B}_{32}(\varphi_i) &= 0, \end{aligned} \quad (4)$$

где ψ_i – доля i -го слоя, φ_i – угол армирования i -го слоя, n – количество слоев.

Используя зависимости (4) выразим упругие характеристики пакета E_x, E_y, G_{xy} , в основной (глобальной) системе координат:

$$\begin{aligned} E_x &= \overline{B}_{11} - \frac{\overline{B}_{12}}{\overline{B}_{22}}; & E_y &= \overline{B}_{22} - \frac{\overline{B}_{12}}{\overline{B}_{11}}; \\ G_{xy} &= \overline{B}_{33}; & \mu_{xy} &= \frac{\overline{B}_{12}}{\overline{B}_{22}}; & \mu_{yx} &= \frac{\overline{B}_{12}}{\overline{B}_{11}}. \end{aligned} \quad (5)$$

Коэффициенты K_{kj}^i , учитывающие механическое нагружение определяются из следующих выражений:

$$\begin{aligned} K_{11}^i &= \overline{E}_1(a_{11i} + \mu_{21}a_{12i}); & K_{12}^i &= \overline{E}_1(a_{12i} + \mu_{21}a_{22i}); & K_{13}^i &= \overline{E}_1(a_{13i} + \mu_{21}a_{23i}); \\ K_{21}^i &= \overline{E}_2(\mu_{12}a_{11i} + a_{21i}); & K_{22}^i &= \overline{E}_2(\mu_{12}a_{12i} + a_{22i}); & K_{23}^i &= \overline{E}_2(\mu_{12}a_{13i} + a_{23i}); \\ K_{31}^i &= G_{12}a_{31i}; & K_{32}^i &= G_{12}a_{32i}; & K_{33}^i &= G_{12}a_{33i}, \end{aligned} \quad (6)$$

где

$$\begin{aligned} a_{11i} &= \frac{1}{E_x}(\cos^2 \varphi_i - \mu_{xy} \sin^2 \varphi_i); & a_{12i} &= \frac{1}{E_y}(\sin^2 \varphi_i - \mu_{yx} \cos^2 \varphi_i); & a_{13i} &= \frac{\sin \varphi_i \cos \varphi_i}{G_{xy}}; \\ a_{21i} &= \frac{1}{E_x}(\sin^2 \varphi_i - \mu_{xy} \cos^2 \varphi_i); & a_{22i} &= \frac{1}{E_y}(\cos^2 \varphi_i - \mu_{yx} \sin^2 \varphi_i); & a_{23i} &= \frac{-\sin \varphi_i \cos \varphi_i}{G_{xy}}; \\ a_{31i} &= \frac{-(1 + \mu_{xy}) \sin 2\varphi_i}{E_x}; & a_{32i} &= \frac{(1 + \mu_{xy}) \sin 2\varphi_i}{E_y}; & a_{33i} &= \frac{\cos 2\varphi_i}{G_{xy}}. \end{aligned} \quad (7)$$

Далее приступим к вычислению коэффициентов, учитывающих влияние температурных напряжений, опираясь на [1].

При изменении температуры деформациям пакета $\alpha_x \Delta T, \alpha_y \Delta T, \alpha_{xy} \Delta T$ соответствуют такие деформации слоев:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{1i} &= \Delta T(\alpha_x \cos^2 \varphi_i + \alpha_y \sin^2 \varphi_i + \alpha_{xy} \sin \varphi_i \cos \varphi_i); \\ \varepsilon_{2i} &= \Delta T(\alpha_x \sin^2 \varphi_i + \alpha_y \cos^2 \varphi_i - \alpha_{xy} \sin \varphi_i \cos \varphi_i); \\ \gamma_{12i} &= \Delta T[(\alpha_y - \alpha_x) \sin^2 \varphi_i + \alpha_{xy} \cos^2 \varphi_i], \end{aligned} \quad (8)$$

где $\alpha_x, \alpha_y, \alpha_{xy}$ – коэффициенты линейного температурного расширения (КЛТР) пакета КМ в соответствующих направлениях, выражения для их определения последуют далее; ΔT – изменение температуры.

$$\alpha_x = \frac{A_{T1}\bar{B}_{22} - A_{T2}\bar{B}_{12}}{\bar{B}_{11}\bar{B}_{22} - \bar{B}_{12}^2}; \quad \alpha_y = \frac{A_{T2}\bar{B}_{11} - A_{T1}\bar{B}_{12}}{\bar{B}_{11}\bar{B}_{22} - \bar{B}_{12}^2}; \quad \alpha_{xy} = \mathbf{0}, \quad (9)$$

где

$$\begin{aligned} A_{T1} &= \sum_{i=1}^n \psi_i \left[\alpha_1 \bar{E}_1 (\cos^2 \varphi_i + \mu_{21} \sin^2 \varphi_i) + \alpha_2 \bar{E}_2 (\sin^2 \varphi_i + \mu_{12} \cos^2 \varphi_i) \right]; \\ A_{T2} &= \sum_{i=1}^n \psi_i \left[\alpha_1 \bar{E}_1 (\sin^2 \varphi_i + \mu_{21} \cos^2 \varphi_i) + \alpha_2 \bar{E}_2 (\cos^2 \varphi_i + \mu_{12} \sin^2 \varphi_i) \right]; \\ A_{T3} &= \sum_{i=1}^n \psi_i \sin \varphi_i \cos \varphi_i \left[\alpha_1 \bar{E}_1 (1 - \mu_{21}) - \alpha_2 \bar{E}_2 (1 - \mu_{12}) \right]. \end{aligned} \quad (10)$$

В результате получим выражения для коэффициентов температурного напряжения в слоях:

$$\begin{aligned} K_{T1i} &= \bar{E}_1 (\bar{\varepsilon}_{1Ti} + \mu_{21} \bar{\varepsilon}_{2Ti}); \\ K_{T2i} &= \bar{E}_2 (\bar{\varepsilon}_{2Ti} + \mu_{12} \bar{\varepsilon}_{1Ti}); \\ K_{T3i} &= G_{12} \bar{\gamma}_{12Ti}, \end{aligned} \quad (11)$$

где $\bar{\varepsilon}_{1Ti} = \frac{\varepsilon_{1Ti}}{\Delta T}$ – приведенная температурная деформация в направлении волокна, $\bar{\varepsilon}_{2Ti}, \bar{\gamma}_{12Ti}$ – соответственно приведенная деформация поперек волокна и сдвиговая.

Теперь, когда все необходимые коэффициенты определены, приступаем непосредственно к самой методике определения пределов прочности пакета согласно описанному ранее подходу.

Данную задачу удобно решать, например, в среде Mathcad. После задания в программе всех функциональных зависимостей (4-11) получаем выражения для напряжений в i -том слое, которые имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \sigma_{1i}(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, i) &= K_{11i}^i \sigma_x + K_{12i}^i \sigma_y + K_{13i}^i \tau_{xy} + K_{T1i}^i; \\ \sigma_{2i}(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, i) &= K_{21i}^i \sigma_x + K_{22i}^i \sigma_y + K_{23i}^i \tau_{xy} + K_{T2i}^i; \\ \tau_{12i}(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, i) &= K_{31i}^i \sigma_x + K_{32i}^i \sigma_y + K_{33i}^i \tau_{xy} + K_{T3i}^i, \end{aligned}$$

Также следует задать условие выбора пределов прочности на сжатие или растяжение в зависимости от характера возникающих в слоях напряжений:

$$F_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) = \begin{cases} F_{1p} & \text{при } \sigma_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) \geq 0; \\ F_{1c} & \text{при } \sigma_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) < 0; \end{cases}$$

$$F_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) = \begin{cases} F_{2p} & \text{при } \sigma_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) \geq 0; \\ F_{2c} & \text{при } \sigma_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) < 0, \end{cases}$$

После чего получаем выражение для определения предела прочности на базе принятого в начале работы критерия Мизеса – Хилла. Реализация методики в среде Mathcad является универсальной, с помощью нее можно получить значение предела прочности на растяжение, сжатие или сдвиг в любом направлении глобальной системы координат и для любого слоя, входящего в состав пакета. Для этого необходимо установить нужные расчетные параметры для конкретно вычисляемого предела прочности.

Выражение для определения прочности имеет вид:

$$F(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i) = \left[\left(\frac{\sigma_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)}{F_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)} \right)^2 - \frac{\sigma_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)}{F_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)} \times \right. \\ \left. \times \frac{\sigma_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)}{F_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)} + \left(\frac{\sigma_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)}{F_2(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)} \right)^2 + \left(\frac{\tau_1(\sigma'_x, \sigma'_y, \tau'_{xy}, i)}{F_{12}} \right)^2 \right]^{-0,5}.$$

Чтобы получить предел прочности на растяжение вдоль оси x нужно задать следующие значения безразмерных единичных напряжений: $\sigma'_1 = 1$, $\sigma'_2 = 0$, $\tau'_{12} = 0$, далее определить пределы прочности для каждого i -го слоя и затем выбрать из них минимальный. Важно заметить, что значения пределов прочности всегда принимают положительные значения.

$$F_{xp} = \min(F(1,0,0,1), F(1,0,0,2), F(1,0,0,3)).$$

Для определения предела прочности на сжатие вдоль оси x нужно принять $\sigma'_1 = -1$, а все остальные параметры оставить без изменений. По такому же принципу определяются все остальные пределы прочности:

$$F_{xc} = \min(F(-1,0,0,1), F(-1,0,0,2), F(-1,0,0,3));$$

$$F_{yp} = \min(F(0,1,0,1), F(0,1,0,2), F(0,1,0,3));$$

$$F_{yc} = \min(F(0,-1,0,1), F(0,-1,0,2), F(0,-1,0,3));$$

$$F_{xy} = \min(F(0,0,1,1), F(0,0,1,2), F(0,0,1,3), F(0,0,-1,3)).$$

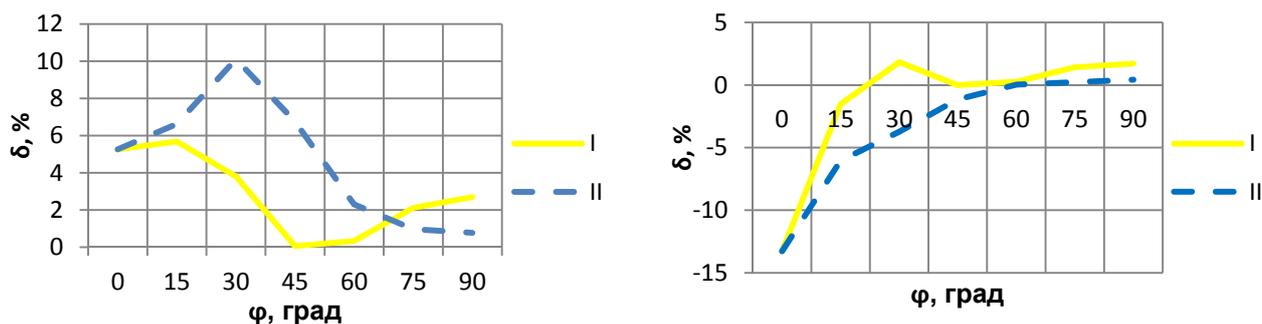
Анализ прочности высокоупругих и высокопрочных слоистых углепластиков согласно данной методике. Объектами исследования выбраны два вида углепластиков с симметричными структурами армирования $[\pm\varphi]_s$, $[0_6/\pm\varphi_4]_s$: высокопрочный AS4 63%/эроху3501-6 и высокомодульный GY-70 57%/эроху934 [7]. Паспортные данные этих материалов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Паспортные данные о свойствах исследуемых КМ

Тип КМ	волокно GY-70 57%/эроху 934	волокно AS4 63%/эроху 3501-6
ρ , кг/м ³	1590	1580
E_1 , ГПа	294	147
E_2 , ГПа	6,4	10,3
G_{12} , ГПа	4,9	7,0
μ_{12}	0,23	0,27
F_{1p} , МПа	589	2280
F_{1c} , МПа	491	1725
F_{2p} , МПа	29,4	57
F_{2c} , МПа	98,1	228
F_{12} , МПа	49,1	76
α_1 , $10^{-6}/K$	-0,1	-0,9
α_2 , $10^{-6}/K$	26	27
δ_0 , мм	0,1	0,12

Примечание: E_1 , E_2 , G_{12} – модули упругости однонаправленного КМ вдоль волокна, поперек и на сдвиг соответственно; μ_{12} – коэффициент Пуассона; F_{1p} , F_{1c} , F_{2p} , F_{2c} , F_{12} – пределы прочности вдоль волокна, поперек и при сдвиге, «р» означает растяжение, «с» - сжатие; α_1 , α_2 – коэффициенты линейного температурного расширения (КЛТР) вдоль и поперек волокон.

Согласно данной методике оценивалась погрешность в определении предела прочности на растяжение F_{xp} , возникающая при не учёте температурного влияния по формуле $\delta = (F_{xp} - F_{xp}^T) \cdot 100\% / F_{xp}$; а также исследовалось изменение величины предела прочности на растяжение проектируемых композитов на стадии проверочного расчета при изменении температуры для различных углов армирования. Результаты исследований представлены на рис. 2, 3.



I – структура $[\pm\phi]_s$, II - структура $[0/\pm\phi]_s$

I – структура $[\pm\phi]_s$, II - структура $[0/\pm\phi]_s$

а

б

Рисунок 2 – Погрешность в определении предела прочности на растяжение, возникающая при не учете изменения температуры на 100К: а – высокопрочный углепластик – волокно AS4 64%/эпоху 3501-6; б – высокомодульный углепластик – волокно GY-70 57%/эпоху 934

Из графиков видно, что температурные напряжения оказывают значительное влияние на величину предела прочности слоистого КМ. В некоторых случаях при изменении температуры на 100К погрешность достигает 13%, а в среднем составляет около 5%. При определенных параметрах структуры композита в сочетании его с упругими и прочностными свойствами влияние перепада температуры на прочность оказывается незначительным. Это объясняется самоуравновешиванием термических нагрузок в поперечном и продольном направлениях армирования. Для исследуемых композитов это наблюдается при $\phi=45..90^\circ$. Высокая погрешность при $\phi=0..15^\circ$ обусловлена однонаправленностью действия механических и температурных нагрузок на слой, с которого начнется разрушение композита. Причем температурные напряжения могут как снижать предел прочности так и повышать его, этот эффект показан на рис. 3. Важно заметить, что повышение предела прочности за счет изменения температуры несет исключительно оценочный характер, такой эффект крайне нежелательно брать во внимание при заключении о прочности композитной конструкции, в силу сложного напряженно-деформированного состояния, возникающего между слоями при термическом воздействии.

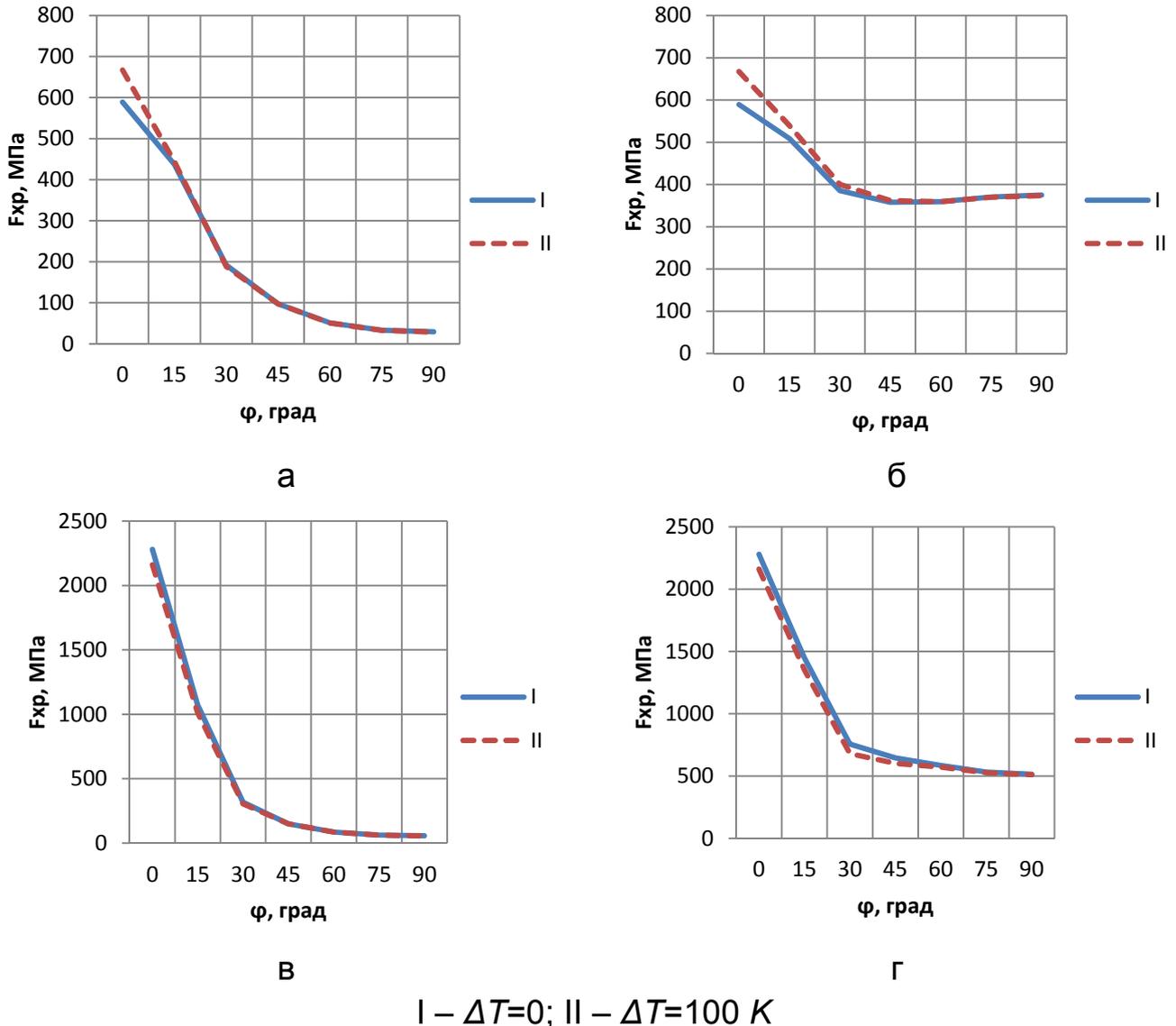


Рисунок 3 – Различие между пределом прочности F_{xp} , определенным без учета и с учетом изменения температуры на 100 K: а – структура $[\pm\phi]$, материал GY-70 57%/эроху934; б – структура $[0_6/\pm\phi_4]_s$; материал GY-70 57%/эроху934; в – структура $[\pm\phi]$, материал AS4 64%/эроху3501-6; г – структура $[0_6/\pm\phi_4]_s$; материал AS4 64%/эроху3501-6

Выводы

На основании анализа методики оценки несущей способности сложноармированных КМ по прочности, заключающейся в определении напряжений, выше которых происходит нарушение монолитности пакета – разрушается хотя бы один из слоев, обоснована необходимость разработки методики прогнозирования пределов прочности сложноармированных КМ с учетом температурного воздействия, которая при достаточной экспериментальной апробации могла бы стать связующим звеном между проектировочным и проверочным расчетами композитных конструкций на прочность.

Список использованных источников

1. 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.
2. Образцов, И.Ф. Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов / И.Ф. Образцов, В.В. Васильев, В.А. Бунаков. – М.: Машиностроение, 1977. -144 с.
3. Композиционные материалы. В 8 т. / под ред. Л. Браутмана, Р. Крока. – Т.2. Механика композиционных материалов / под ред. Дж. Сендецки. – М.: Мир, 1978. –564 с.
4. Кучер, Н.К. Определение несущей способности слоистых армированных пластиков с учетом деградации механических параметров отдельных слоев / Н.К. Кучер, М.Н. Заразовский // Пробл. прочности. – 2006. – №2. – С. 111 – 124.
5. Справочник по композиционным материалам: в 2 кн. кн. 2 / под ред. Дж. Любина. – М.: Машиностроение, 1988. – 584 с.
6. Композиционные материалы: справ. / под. общ. ред. В.В. Васильева, Ю.М. Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1990. – 512 с.
7. Thermal/mechanical durability of polymer-matrix composites in cryogenic environments / T.S. Gates, K.S. Whitley, R.W. Grenoble, T. Bandrovalla: 44th Annual AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics (Norfolk, VA, April 7-10, 2003). – 7408.
8. Ванин, Г.А. Микромеханика композиционных материалов / Г.А. Ванин. – Киев: Наук. думка, 1985. – 304 с.
9. Карпов, Я.С. Методика расчета на прочность слоистых композиционных материалов при термомеханическом нагружении / Я.С. Карпов, В.Г. Ставиченко // Пробл. прочности. – 2010. - №4. – С. 154 – 164.
10. Малмейстер, А.К. Сопротивление полимерных и композиционных материалов / А.К. Малмейстер, В.П. Тамуж, Г.А. Тетерс. – Рига: Зинатне, 1980. – 572 с.
11. Алфутов, Н.А. Расчет многослойных пластин и оболочек из композиционных материалов / Н.А. Алфутов, П.А. Зиновьев, Б.Г. Попов – М.: Машиностроение, 1984. – 264 с.

Поступила в редакцию 15.04.2015.

*Рецензент: д-р техн. наук, проф. Я.С. Карпов,
Национальный аэрокосмический университет
им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков.*