

Методика расчета на прочность слоистых композиционных материалов при термомеханическом нагружении

Я. С. Карпов, В. Г. Ставиченко

Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского “Харьковский авиационный институт”, Харьков, Украина

Проведен анализ методики оценки несущей способности конструкций из сложноармированных композиционных материалов на этапах проекторочного и проверочного расчетов на прочность. Разработана общая методика прогнозирования прочностных характеристик слоистых композиционных материалов с учетом температурного воздействия. Приведены численные примеры реализации данной методики.

Ключевые слова: композиционный материал, несущая способность, расчет на прочность, критерий прочности, напряженно-деформированное состояние.

Состояние проблемы. Результаты теоретических и экспериментальных исследований [1–3] показывают, что применение композиционных материалов (КМ) в конструкциях летательных аппаратов является одним из наиболее перспективных путей повышения их тактико-технических характеристик. В то же время применение КМ требует решения более сложных инженерных задач, чем использование традиционных в авиастроении материалов – металлических сплавов, что обусловлено особенностью строения композитов и методов их изготовления.

Для авиационных конструкций из традиционных материалов сложилась классическая схема обеспечения несущей способности, состоящая из двух этапов: проекторочного и проверочного расчетов на прочность. В соответствии с этим разрабатывались и утверждались методики определения напряженно-деформированного состояния и системы экспериментального обеспечения проектирования и расчета на прочность.

Первые конструкции из композиционных материалов разрабатывались по такой же схеме. При наличии критериев прочности анизотропных материалов, обзор которых можно найти в [4–6], и экспериментальных данных о пределах прочности КМ при простых видах нагружения можно обобщить известные методики проектирования конструкций из металлических сплавов на случай конструкций из КМ. Очевидным недостатком такого подхода является невозможность адекватного выбора схемы армирования конструктивного элемента, что и привело к разработке методик проектирования структуры КМ, т.е. определения количества слоев арматуры, углов их армирования и последовательности укладки по толщине пакета [7–10], основанных на послойном анализе прочности. Кроме того, интенсивное развитие производства волокон и связующих привело к появлению большого количества материалов, что приостановило детальное экспериментальное изучение свойств сложноармированных композитов. В результате практически во всех странах пришли к выводу об унификации паспортных данных материала. Согласно

теории слоистых композитов, к стандартным физико-механическим характеристикам относятся свойства однонаправленного композита вдоль и поперек волокон (для тканей – по основе и по утку) и на сдвиг в плоскости слоя.

Это значительно способствует обоснованию критериев прочности и позволяет конструкторам оценивать напряженно-деформированное состояние слоев КМ и их прочность. На этапе проверочного расчета экспериментально определяются упругие и прочностные свойства композита спроектированной структуры, обосновывается применимость критерия прочности и дается заключение о прочности конструкции.

Таким образом, проектировочный и проверочный расчеты на прочность осуществляются на основе использования разных объектов и разных теоретических и экспериментальных баз. На первом этапе оперируют слоем КМ с его паспортными данными, и о прочности пакета судят по разрушению какого-либо слоя, на втором, проверочном этапе конструктор имеет дело с пакетом и со всем, что к нему относится. Формируя пакет из слоев с известными в изолированном состоянии физико-механическими характеристиками, нельзя ничего сказать достоверно о свойствах слоев в пакете, причем это практически не подлежит прямой экспериментальной проверке. На основании объективных данных проектируется структура и в результате, говоря о прочности, получаем “черный ящик”, который необходимо вскрыть при проверочном расчете, но уже на экспериментальной основе. Если на этапе проектирования отчетливо прослеживается характер разрушения КМ (какой слой и от каких напряжений), то из испытаний пакета на прочность ничего определенного об этом сказать нельзя.

Современные компьютеры и комплексы на базе самых точных расчетных схем применимы на этапе проектирования, но только при послойной оценке прочности (структуры пакета пока нет). Тогда использование таких же расчетных схем при обосновании заключения о прочности, но на базе других критериев прочности и других характеристик материала теряет смысл, потому что корректное сопоставление результатов становится невозможным. При недостаточной прочности пакета следует изменить структуру (толщину слоев и углы армирования), что эффективно реализуется на основе послойного анализа.

Разработчикам, которые полностью отвечают за качество и работоспособность продукции, необходимы определенность и конкретность во всех действиях, однако в настоящее время ответить на вопросы, какая будет прочность пакета, почему применяются столь разные критерии прочности, какова достоверность применения свойств монослоев для прогнозирования прочности пакета и т.п., они не могут, что кроме вышеизложенного очень затрудняет взаимодействие со смежниками в современном ширококооперированном производстве. Предпринимаются некоторые попытки решения этой проблемы. Так, в ЦАГИ в свое время рекомендовали в качестве критерия прочности применять критерий Мизеса–Хилла в виде

$$\frac{\sigma_x^2}{F_x^2} - \frac{\sigma_x \sigma_y}{F_x F_y} + \frac{\sigma_y^2}{F_y^2} + \frac{\tau_{xy}^2}{F_{xy}^2} \leq 1, \quad (1)$$

где F_x, F_y, F_{xy} – пределы прочности, причем F_x и F_y принимают значения при растяжении или сжатии в зависимости от знака напряжений σ_x, σ_y .

Это было сделано не потому, что данный критерий наилучший, а исключительно для обеспечения сопоставимости результатов расчетов, выполняемых в различных организациях.

Анализ применяемых двух способов оценки прочности КМ (послойно и для пакета в целом) показывает следующее.

1. В слоях композита при изменении температуры из-за статической неопределенности пакета из двух и более слоев возникают термические напряжения. Их можно учитывать только при записи критерия прочности для слоя. Для пакета в целом эти напряжения самоуравновешены, и как действующие, так и предельные напряжения не чувствительны к ним. Это одна из причин необходимости наличия зависимости пределов прочности слоистого КМ от температуры при выполнении проверочного расчета на прочность. Аналогичные утверждения справедливы и для усадочных напряжений. При экспериментальном определении физико-механических характеристик сложноармированного композита температурные и усадочные напряжения автоматически учитываются как феноменологический фактор и как-то выделить влияние температуры не представляется возможным.

2. Запись критерия прочности для пакета в целом неприменима для КМ с переменными деформациями по толщине, что характерно для конструкций, нагруженных поперечными усилиями, тем более что изгибная и крутильная жесткости вычисляются с учетом реального положения слоя в пакете (рис. 1).

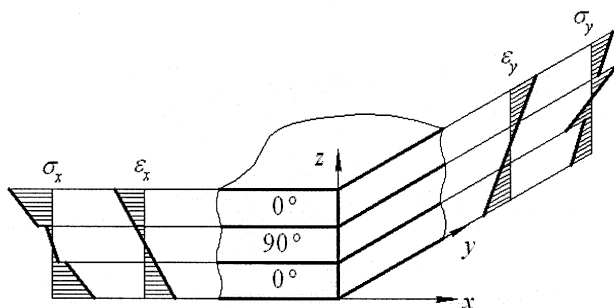


Рис. 1. Деформации и напряжения при изгибе слоистой стенки.

3. Отсутствуют убедительные и исчерпывающие доказательства того, что слои в сложноармированном пакете обладают свойствами слоя, испытанного изолированно, даже не говоря о масштабном факторе. Это в большей степени относится к прочностным характеристикам, чем к упругим, что связано со сложным напряженным состоянием слоя даже при простом нагружении пакета.

4. Послойная проверка прочности пакета, хотя и возможна только аналитически, позволяет определить характер разрушения, т.е. выявить слой, с которого начинается разрушение, а также при каких напряжениях это происходит. При использовании критерия прочности для пакета это невозможно, даже имея диаграмму $\sigma - \epsilon$ с наименьшими подробностями. С помощью послойного анализа можно прогнозировать остаточную прочность после разрушения какого-то слоя, а возможность пересчета упругих констант дает

необходимые данные для определения нового напряженно-деформированного состояния, неизбежно возникающего в статически неопределимых конструкциях при изменении жесткости какого-либо элемента.

5. Применение критерия прочности для пакета при наличии экспериментальных значений пределов прочности, несомненно, единственно надежный и достоверный способ обоснования заключения о прочности изделия, несмотря на то что разработчик оперирует средними напряжениями по пакету, не отражающими состояние слоев и не несущими привычную смысловую нагрузку.

6. Известно, что со временем и при воздействии эксплуатационного спектра температур изменяются физико-механические свойства компонентов КМ, а значит, и композита в целом, и соответствующие экспериментальные данные являются составляющими паспорта на материал. Очевидно, что для слоистых композитов создание такой базы данных невозможно.

Суть дилеммы, стоящей перед конструкторами изделий из КМ, заключается в том, что проектирование проводится на основании послойного расчета прочности по паспортным физико-механическим характеристикам однонаправленного КМ, а экспериментальная проверка осуществляется на спроектированных сложноармированных КМ при отсутствии адекватной модели сравнения результатов. Для ее разрешения необходимо разработать методику прогнозирования пределов прочности слоистых КМ с учетом температуры, усадки и деградации свойств компонентов со временем, а также усталостных характеристик сложноармированного КМ. При наличии достаточно надежной экспериментальной проверки методика могла бы послужить эффективным связующим звеном между этапами проектировочного и проверочного расчетов на прочность (сравнивались бы пределы прочности пакета, определенные экспериментально и аналитически по аналогии с модулями упругости и другими константами), кроме того, существенно сократились бы объемы дорогостоящих экспериментов, особенно при необходимости изменения структуры композита по результатам проверочного расчета на прочность.

Методика прогнозирования пределов прочности слоистых композиционных материалов с учетом температурного воздействия. Для сложноармированных КМ можно выделить два этапа разрушения: потерю монолитности, связанную с разрушением одного из слоев пакета, и окончательное разрушение, характеризующееся потерей пакетом способности воспринимать приложенную нагрузку. Предлагаемые в литературных источниках аналитические методики прогнозирования остаточной прочности, как правило, основаны на последовательном прогнозировании потери монолитности пакета, при этом на каждом этапе проводится изменение упругих характеристик разрушенных слоев с последующим пересчетом характеристик пакета [2, 4]. Подобная процедура повторяется до вырождения матрицы жесткости пакета, свидетельствующей о потере им несущей способности. В связи с этим ограничимся рассмотрением методики прогнозирования начала разрушения пакета, которая может быть использована как составляющая часть методики прогнозирования остаточной прочности.

При построении аналитической методики полагаем, что в качестве предела прочности (монолитности) пакета может быть использована максималь-

ная величина соответствующего компонента среднего напряжения, при котором выбранный критерий прочности выполняется для всех его слоев. Рассмотрим алгоритмы прогнозирования пределов прочности пакета на базе следующих критериев прочности монослоя:

критерий максимальных напряжений

$$|\sigma_{1i}| \leq F_{1i}; \quad |\sigma_{2i}| \leq F_{2i}; \quad |\tau_{12i}| \leq F_{12i}; \quad (2)$$

критерий максимальных деформаций

$$|\varepsilon_{1i}| \leq e_{1i}; \quad |\varepsilon_{2i}| \leq e_{2i}; \quad |\gamma_{12i}| \leq e_{12i} \quad (3)$$

или в записи через напряжения

$$|\sigma_{1i} - \mu_{12i}\sigma_{2i}| \leq F_{1i}; \quad |\sigma_{2i} - \mu_{21i}\sigma_{1i}| \leq F_{2i}; \quad |\tau_{12i}| \leq F_{12i}; \quad (4)$$

критерий Мизеса–Хилла

$$\frac{\sigma_{1i}^2}{F_{1i}^2} - \frac{\sigma_{1i}\sigma_{2i}}{F_{1i}F_{2i}} + \frac{\sigma_{2i}^2}{F_{2i}^2} + \frac{\tau_{12i}^2}{F_{12i}^2} \leq 1, \quad (5)$$

где σ_{1i} , σ_{2i} , τ_{12i} и ε_{1i} , ε_{2i} , γ_{12i} – соответственно напряжения и деформации в i -м слое; F_{1i} , F_{2i} , F_{12i} и e_{1i} , e_{2i} , e_{12i} – соответственно предельные напряжения и деформации; μ_{12i} , μ_{21i} – коэффициенты Пуассона.

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

$$F_{1i} = \begin{cases} F_{1i}^p & \text{при } \sigma_{1i} \geq 0, \\ F_{1i}^c & \text{при } \sigma_{2i} < 0; \end{cases} \quad F_{2i} = \begin{cases} F_{2i}^p & \text{при } \sigma_{1i} \geq 0, \\ F_{2i}^c & \text{при } \sigma_{2i} < 0, \end{cases} \quad (6)$$

где верхними индексами “p” и “c” обозначены пределы прочности при растяжении и сжатии соответственно.

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

$$\begin{cases} \sigma_{1i} = K_{11}^i \sigma_x + K_{12}^i \sigma_y + K_{13}^i \tau_{xy} + K_{T1}^i \Delta T; \\ \sigma_{2i} = K_{21}^i \sigma_x + K_{22}^i \sigma_y + K_{23}^i \tau_{xy} + K_{T2}^i \Delta T; \\ \tau_{12i} = K_{31}^i \sigma_x + K_{32}^i \sigma_y + K_{33}^i \tau_{xy} + K_{T3}^i \Delta T, \end{cases} \quad (7)$$

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

При определении пределов прочности в направлении оси x глобальной системы координат принимаем $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$, следовательно:

$$\sigma_{1i} = K_{11}^i \sigma_x + K_{T1}^i \Delta T; \quad \sigma_{2i} = K_{21}^i \sigma_x + K_{T2}^i \Delta T; \quad \tau_{12i} = K_{31}^i \sigma_x + K_{T3}^i \Delta T. \quad (8)$$

Подставляя соотношения (8) в какой-либо критерий прочности для слоя, получаем систему неравенств. Их решение дает диапазон значений среднего напряжения σ_x , внутри которого выполняется условие прочности пакета (при послойной оценке). При этом верхняя граница диапазона является пределом прочности при растяжении, нижняя – при сжатии.

Осуществляя указанные выше операции для критерия максимальных напряжений, имеем следующую систему неравенств:

$$|K_{11}^i \sigma_x + K_{T1}^i \Delta T| \leq F_{1i}; \quad |K_{21}^i \sigma_x + K_{T2}^i \Delta T| \leq F_{2i}; \quad |K_{31}^i \sigma_x + K_{T3}^i \Delta T| \leq F_{12i}, \quad (9)$$

где

$$F_{1i} = \begin{cases} F_{1i}^p & \text{при } K_{11}^i \sigma_x + K_{T1}^i \Delta T \geq 0, \\ F_{1i}^c & \text{при } K_{11}^i \sigma_x + K_{T1}^i \Delta T \leq 0; \end{cases} \quad F_{2i} = \begin{cases} F_{2i}^p & \text{при } K_{21}^i \sigma_x + K_{T2}^i \Delta T \geq 0, \\ F_{2i}^c & \text{при } K_{21}^i \sigma_x + K_{T2}^i \Delta T \leq 0 \end{cases}$$

или

$$-F_{1i}^c \leq K_{11}^i \sigma_x + K_{T1}^i \Delta T \leq F_{1i}^p; \quad -F_{2i}^c \leq K_{21}^i \sigma_x + K_{T2}^i \Delta T \leq F_{2i}^p;$$

$$-F_{12i} \leq K_{31}^i \sigma_x + K_{T3}^i \Delta T \leq F_{12i}.$$

Тогда из приведенных выше соображений для определения пределов прочности можем записать формулы:

$$F_x^p = \min(F_{x,1}^p, F_{x,2}^p, \dots, F_{x,n}^p); \quad F_x^c = -\max(F_{x,1}^c, F_{x,2}^c, \dots, F_{x,n}^c), \quad (10)$$

где

$$F_{x,i}^p = \min \left\{ \max \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i}, \frac{-F_{1i}^c - K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i} \right), \right. \\ \left. \max \left(\frac{F_{2i}^p - K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i}, \frac{-F_{2i}^c - K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i} \right), \max \left(\frac{F_{12i} - K_{T3}^i \Delta T}{K_{31}^i}, \frac{-F_{12i} - K_{T3}^i \Delta T}{K_{31}^i} \right) \right\}; \\ F_{x,i}^c = \max \left\{ \min \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i}, \frac{-F_{1i}^c - K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i} \right), \right. \\ \left. \min \left(\frac{F_{2i}^p - K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i}, \frac{-F_{2i}^c - K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i} \right), \min \left(\frac{F_{12i} - K_{T3}^i \Delta T}{K_{31}^i}, \frac{-F_{12i} - K_{T3}^i \Delta T}{K_{31}^i} \right) \right\}.$$

Аналогично для критерия максимальных деформаций (4) имеем систему неравенств:

$$\begin{aligned} -F_{1i}^c &\leq (K_{11}^i - \mu_{12i}K_{21}^i)\sigma_x + K_{T1}^i\Delta T - \mu_{12i}K_{T2}^i\Delta T \leq F_{1i}^p; \\ -F_{2i}^p &\leq (K_{21}^i - \mu_{21i}K_{11}^i)\sigma_x + K_{T2}^i\Delta T - \mu_{21i}K_{T1}^i\Delta T \leq F_{2i}^p; \\ -F_{12i} &\leq K_{31}^i\sigma_x + K_{T3}^i\Delta T \leq F_{12i}. \end{aligned}$$

В этом случае пределы прочности определяются также по формуле (10), но величины $F_{x,i}^p$, $F_{x,i}^c$ вычисляются следующим образом:

$$\begin{aligned} F_{x,i}^p &= \min \left\{ \max \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T1}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T2}^i\Delta T}{K_{11}^i - \mu_{12i}K_{21}^i}, \frac{-F_{1i}^c - K_{T1}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T2}^i\Delta T}{K_{11}^i - \mu_{12i}K_{21}^i} \right), \right. \\ &\quad \max \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T2}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T1}^i\Delta T}{K_{21}^i - \mu_{21i}K_{11}^i}, \frac{-F_{2i}^c - K_{T2}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T1}^i\Delta T}{K_{21}^i - \mu_{21i}K_{11}^i} \right), \\ &\quad \left. \max \left(\frac{F_{12i} - K_{T3}^i\Delta T}{K_{31}^i}, \frac{-F_{12i} - K_{T3}^i\Delta T}{K_{31}^i} \right) \right\}; \\ F_{x,i}^c &= \max \left\{ \min \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T1}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T2}^i\Delta T}{K_{11}^i - \mu_{12i}K_{21}^i}, \frac{-F_{1i}^c - K_{T1}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T2}^i\Delta T}{K_{11}^i - \mu_{12i}K_{21}^i} \right), \right. \\ &\quad \min \left(\frac{F_{1i}^p - K_{T2}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T1}^i\Delta T}{K_{21}^i - \mu_{21i}K_{11}^i}, \frac{-F_{2i}^c - K_{T2}^i\Delta T + \mu_{12i}K_{T1}^i\Delta T}{K_{21}^i - \mu_{21i}K_{11}^i} \right), \\ &\quad \left. \min \left(\frac{F_{12i} - K_{T3}^i\Delta T}{K_{31}^i}, \frac{-F_{12i} - K_{T3}^i\Delta T}{K_{31}^i} \right) \right\}. \end{aligned}$$

Подставляя формулы (8) в критерий Мизеса–Хилла (5), получаем систему неравенств вида

$$a_i\sigma_x^2 + b_i\sigma_x + c_i \leq 0, \tag{11}$$

где

$$\begin{aligned} a_i &= \frac{(K_{11}^i)^2}{F_{1i}^2} - \frac{K_{11}^iK_{21}^i}{F_{1i}F_{2i}} + \frac{(K_{21}^i)^2}{F_{2i}^2} + \frac{(K_{31}^i)^2}{F_{12i}^2}; \\ b_i &= \frac{1}{2} \left(\frac{K_{11}^iK_{T1}^i}{F_{1i}^2} - \frac{K_{11}^iK_{T2}^i + K_{21}^iK_{T1}^i}{F_{1i}F_{2i}} + \frac{K_{21}^iK_{T2}^i}{F_{2i}^2} + \frac{K_{31}^iK_{T3}^i}{F_{12i}^2} \right) \Delta T; \end{aligned}$$

$$c_i = \left(\frac{(K_{T1}^i)^2}{F_{1i}^2} - \frac{K_{T1}^i K_{T2}^i}{F_{1i} F_{2i}} + \frac{(K_{T2}^i)^2}{F_{2i}^2} + \frac{(K_{T3}^i)^2}{F_{12i}^2} \right) \Delta T^2 - 1.$$

Поскольку заранее неизвестны знак напряжений σ_{1i} , σ_{2i} при σ_x , соответствующем границам диапазона выполнения условия прочности пакета, а следовательно, пределы прочности слоев (при растяжении или сжатии) и коэффициенты a_i , b_i , c_i , поступим следующим образом.

Определим из выражений (2) значения σ_{x1}^* , σ_{x2}^* ($\sigma_{x1}^* \leq \sigma_{x2}^*$), при которых напряжения σ_{1i} , σ_{2i} меняют знак:

$$\sigma_{x1}^i = \min \left(-\frac{K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i}, -\frac{K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i} \right); \quad \sigma_{x2}^i = \max \left(-\frac{K_{T1}^i \Delta T}{K_{11}^i}, -\frac{K_{T2}^i \Delta T}{K_{21}^i} \right).$$

Таким образом, имеем три интервала:

$$-\infty \leq \sigma_x < \sigma_{x1}^*; \quad \sigma_{x1}^* \leq \sigma_x < \sigma_{x2}^*; \quad \sigma_{x2}^* \leq \sigma_x < \infty.$$

Рассматривая последовательно каждый интервал, выполняем следующее: определяем знаки напряжений σ_{1i} , σ_{2i} и в соответствии с ними пределы прочности F_{1i} , F_{2i} по формуле (6);

учитывая, что коэффициент a_i в неравенстве (11) всегда больше нуля, из условия устойчивости критерия находим верхнюю и нижнюю границы интервала выполнения условия прочности пакета для i -го слоя по формулам:

$$F_{x,i}^p = \frac{-b_i + \sqrt{b_i^2 - 4a_i c_i}}{2a_i}; \quad F_{x,i}^c = \frac{-b_i - \sqrt{b_i^2 - 4a_i c_i}}{2a_i};$$

если какое-либо из полученных значений находится в исследуемом интервале, полагаем его окончательным или переходим к рассмотрению следующего интервала.

Выполняя эти операции для каждого слоя, определяем пределы прочности пакета по формулам (10). Остальные пределы прочности F_y и F_{xy} определяются аналогично. Для этого достаточно в расчетных формулах коэффициенты K_{11}^i , K_{21}^i , K_{31}^i заменить K_{12}^i , K_{22}^i , K_{32}^i при определении пределов прочности вдоль оси y или K_{13}^i , K_{23}^i , K_{33}^i при определении пределов прочности при сдвиге.

Возможен случай, когда полученная система неравенств не имеет решения. Это означает, что согласно выбранному критерию прочности разрушение пакета произойдет только от воздействия температурных напряжений.

Для иллюстрации влияния приращения температуры на начало разрушения сложноармированных КМ на рис. 2 представлены зависимости погрешности, вносимой пренебрежением температурным воздействием $\Delta T = 100$ К, при определении предела прочности F_x^p пакетов со структурами $[\pm\varphi]$ в за-

висимости от угла армирования φ и $[0, 90^\circ]$ в зависимости от объемного содержания слоев с укладкой 90° (ψ). Температурное изменение свойств монослоя не учитывается. В качестве материала монослоя принят однонаправленный углепластик со следующими свойствами: $E_1 = 100$ ГПа; $E_2 = 10$ ГПа; $G_{12} = 6$ ГПа; $\mu_{12} = 0,35$; $\alpha_1 = 0$; $\alpha_2 = 30 \cdot 10^{-6}$; $F_1^P = 900$ МПа; $F_1^C = 700$ МПа; $F_2^P = 50$ МПа; $F_2^C = 120$ МПа; $F_{12} = 75$ МПа.

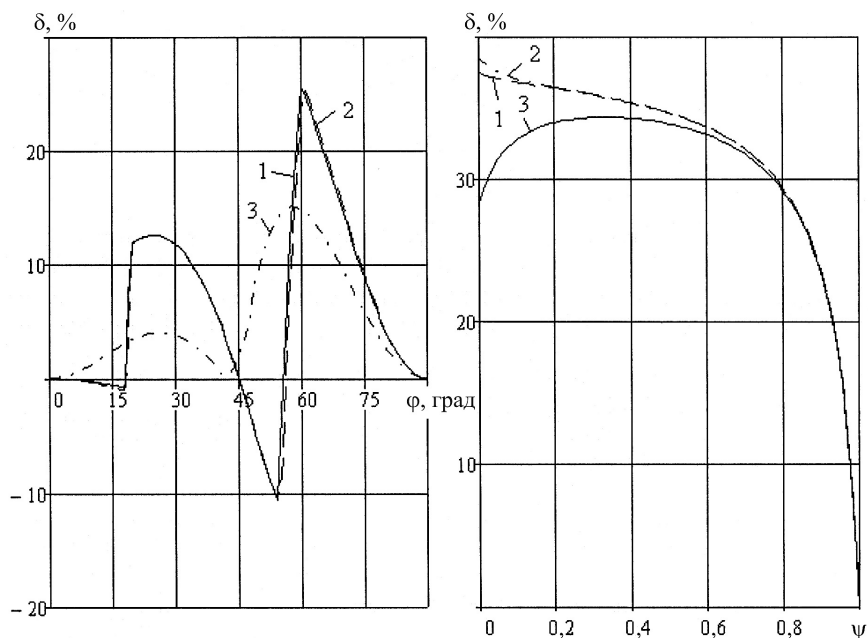


Рис. 2. Погрешность, вносимая пренебрежением температурным воздействием $\Delta T = 100$ К, при определении предела прочности F_x^P пакетов со структурами $[\pm\varphi]$ и $[0, 90^\circ]$: 1 – критерий максимальных напряжений; 2 – критерий максимальных деформаций; 3 – критерий Мизеса–Хилла.

Из рис. 2 видно, что благодаря температурному воздействию повышается предел прочности пакета, однако это не является закономерностью. Для пакетов из монослоев с другими физико-механическими свойствами может наблюдаться как повышение, так и снижение пределов прочности в результате температурного воздействия.

Следует также отметить, что для структуры $[0, 90^\circ]$ влияние температурного воздействия наблюдается при $\psi = 0$, чего не должно быть, поскольку в этом случае имеем пакет, содержащий только слои с укладкой 0° , который статически определим и свободен от температурных напряжений. Это объясняется тем, что разрушение бесконечно малого количества материала с укладкой 90° при $\psi \rightarrow 0$ трактуется как нарушение монолитности материала и легко может быть учтено, если пренебречь несущей способностью соответствующего слоя [11, 12].

При наличии зависимостей пределов прочности от структуры КМ можно поставить и решить задачу оптимизации параметров пакета слоев по критерию прочности для пакета (в отличие от предложенного в [8] способа).

Выводы

1. На основании анализа существующего порядка выполнения проектировочного расчета на прочность для обеспечения сопоставимости результатов оценки несущей способности КМ обоснована необходимость разработки методики прогнозирования пределов прочности сложноармированных КМ с учетом температуры эксплуатации и технологической усадки, которая при достаточной экспериментальной апробации могла бы стать связующим звеном между этапами проектирования и расчета на прочность, а также обеспечила взаимодействие между различными организациями, участвующими в разработке изделий из КМ.

2. Предложена общая методика прогнозирования прочности слоистых КМ по исчерпанию несущей способности первого слоя, что характеризует потерю монолитности. Показаны примеры ее реализации на основании некоторых критериев прочности для однонаправленного КМ и приведены результаты расчета для композитов с симметричным $[\pm\varphi]$ и ортогональным $[0, 90^\circ]$ армированием.

Резюме

Проведено аналіз методики оцінки несучої здатності конструкцій зі складно-армованих композиційних матеріалів на етапах проектувального і перевірного розрахунків на міцність. Розроблено загальну методику прогнозування міцнісних характеристик шаруватих композиційних матеріалів з урахуванням температурного впливу. Наведено числові приклади використання даної методики.

1. *Вольмир А. С.* Современные концепции применения композитных материалов в летательных аппаратах и двигателях // *Механика композитных материалов.* – 1985. – № 6. – С. 1049 – 1056.
2. *Композиционные материалы в конструкции летательных аппаратов:* Сб. ст. / Под ред. А. Л. Абибова. – М.: Машиностроение, 1975. – 272 с.
3. *Кан С. Н., Свердлов И. А.* Расчет самолета на прочность. – М.: Оборонгиз, 1958. – 292 с.
4. *Гольденблат И. И., Копнов В. А.* Критерии прочности и пластичности конструкционных материалов. – М.: Машиностроение, 1971. – 312 с.
5. *Лебедев А. А., Ковальчук Б. И., Гигиняк Ф. Ф., Ламашевский В. П.* Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии / Под общ. ред. А. А. Лебедева. – Киев: Издательский дом “Ин Юре”, 2003. – 540 с.
6. *Композиционные материалы.* В 8 т. / Под ред. Л. Браутмана и Р. Крока. Т. 2. Механика композиционных материалов. Ч. II / Под ред. К. Чамиса. – М.: Машиностроение, 1978. – 568 с.
7. *Васильев В. В.* Некоторые вопросы оптимального проектирования тонкостенных конструкций из композиционных материалов // *Актуальные проблемы авиационной науки и техники.* – М.: Машиностроение, 1984. – С. 66 – 77.

8. Карнов Я. С. Оптимизация структуры композиционного материала панелей летательных аппаратов при ограничениях по прочности, устойчивости и прогибу // Пробл. прочности. – 2004. – № 6. – С. 33 – 47.
9. Карнов Я. С. Теория оптимизации структуры пакета слоев композиционного материала // Технол. системы. – 2002. – № 4 (15). – С. 42 – 46.
10. Образцов И. Ф., Васильев В. В., Бунаков В. А. Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 144 с.
11. Рейфснагер К. Л., Хасмит А. Изменение жесткости слоистых композитов в зависимости от механизма повреждений, вызывающих разрушение // Прочность и разрушение композитов: Тр. II Сов.-амер. симп. – Рига: Зинатне, 1983. – С. 160 – 167.
12. Barbero E. J. and Lonetti P. Damage model for composites defined in terms of available data // Mech. Comp. Mater. Struct. – 2001. – 8, No. 4. – P. 299 – 315.

Поступила 19. 10. 2009