

Разработка теории микрооднородных напряженных состояний для оценки прочности армированных пластиков с концентраторами напряжений

(Сообщение 1)

С.Б. Сапожников

Челябинский государственный технический университет

Разработка теоретических основ для компьютерного моделирования деформирования и разрушения элементов конструкций из армированных пластиков, содержащих трещины, вырезы и другие концентраторы напряжений, является актуальной научно-технической задачей, решение которой позволит на этапе проектирования выбирать наиболее подходящие материалы, необходимое количество и структуру укладки слоев, обеспечивающие требуемый уровень прочности конструкции при наличии дефекта определенных размеров [1,2]. При этом считается очевидным, что разрушение композитного материала должно рассматриваться с позиции накопления микроповреждений в элементах структуры [1,3].

В связи с этим основной целью данной работы является разработка единой методологической базы для расчетной оценки прочности слоистых композитов как со сквозными вырезами, так и трещинами и другими концентраторами. Иными словами, поставлена задача: объединить конструкционную прочность и механику разрушения армированных пластиков, - причем в расчетах следует использовать лишь механические свойства монослоев, составляющих слоистый пакет.

В данной работе рассмотрены многослойные армированные **тканью** пластики (АТП), в которых монослои содержат два взаимно ортогональных направления укладки волокон: основное и уточное (ортотропные материалы).

Сложность реальных условий эксплуатации заставляет включить в круг рассматриваемых задач как однократное квазистатическое кратковременное нагружение элементов конструкций вплоть до разрушения, так и нагружение, включающее в себя выдержки при постоянной нагрузке, разгрузку, повторное нагружение, а также высокочастотное или вибрационное нагружение.

Работа состоит из четырех частей, включающих: 1)разработку теории микрооднородных состояний и соответствующего программного обеспечения для оценки кратковременной прочности АТП с концентраторами напряжений; 2)экспериментальное исследование деформирования и разрушения пластин из слоистых АТП с вырезами; 3)механические испытания образцов монослоев и разработку соответствующих склерономных и реономных моделей, описывающих деформирование и разрушение монослоев при растяжении, сжатии вдоль волокон основы и утка, а также при сдвиге; 4) обоснование концепции термомеханического разрушения АТП при циклическом нагружении.

Части 1 и 2 вошли в данное Сообщение №1. Части 3 и 4 вошли в Сообщение №2.

1. Теория микрооднородных напряженных состояний

Для расчетной оценки нагрузки разрушения тонкостенного фрагмента конструкции из армированного пластика с тканевой арматурой при кратковременном нагружении в условиях концентрации напряжений предлагается метод, основанный на концепции замены произвольного неоднородного плоского напряженного состояния материала совокупностью микрооднородных состояний, эволюция которых при

нагружении рассчитана с помощью МКЭ и склерономной модели монослоя [4,5], учитывающей накопление микроповреждений вдоль волокон, поперек и на сдвиг, и использующей лишь данные, полученные при испытаниях стандартных гладких образцов монослоев.

Алгоритм решения данной задачи состоит из последовательности шагов: 1)дискретизация области на конечные элементы (КЭ) заданных размеров; 2)задание необходимых граничных условий, определяющих способ нагружения фрагмента; 3)ступенчатое увеличение параметра нагрузки и расчет напряженного состояния в каждом КЭ; 4)расчет повреждений в каждом слое каждого КЭ, коррекция матрицы жесткости каждого КЭ и всего ансамбля КЭ в соответствии с определенными повреждениями; 5)прекращение расчетов после разрушения модели конструкции.

1)Полагаем, что в окрестности концентратора размеры КЭ должны быть одинаковыми и включать в себя представительную выборку элементов структуры каждого слоя так, чтобы для оценки его прочности и состояния поврежденности можно было использовать данные, полученные на гладких макрообразцах с однородным напряженным состоянием. Вычисление размеров КЭ производится на основании модели взаимодействия волокон в монослое как набора параллельно работающих независимых ячеек, имеющих разброс характеристик прочности [4], и вероятностной оценки совпадения прочностных характеристик ограниченной выборки волокон и связующего с прочностными характеристиками их генеральной совокупности по методике [6]. Кратко это можно выразить в следующем виде:

$$\begin{aligned} P(|\bar{F}(n) - F| / F \leq d) &\leq 0,95; \quad \bar{F}(n) \approx \bar{M}; \quad F \approx M; \\ d &= 0,05; \quad k_v \leq 0,3; \quad n \leq 150. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь n - объем выборки; F и M - предел прочности и математическое ожидание пределов прочности генеральной совокупности ячеек, символ " $|$ " - показывает выборочное значение, k_v - коэффициент вариации локальных пределов прочности, δ - максимально допустимое отклонение, P - вероятность.

Поскольку диаметр волокон d , их объемная доля V в пластике известны и варьируются в достаточно узких пределах (для типовых пластиков $d \approx 10$ мкм, $V \approx 0,5-0,7$), а также то, что толщины практически применяемых монослоев армированных угле-, стекло - и органопластиков лежат в пределах 0,12-0,16мм, все это позволяет назначить для использования в расчетах минимальные размеры КЭ в пределах 0,7-0,9мм[6]. Если диаметры армирующих волокон, их объемные доли или толщины монослоев существенно отличаются от указанных, то следует пересчитать и размеры КЭ (представительного объема).

2)Граничные условия для сетки КЭ, могут быть кинематическими или силовыми:

$$u_i|_{A_1} = u_i^0; \quad s_{ij}n_j|_{A_2} = P_i^0.$$

Здесь u^0 - перемещения на части поверхности A_1 (где заданы перемещения), P^0 - напряжение на части поверхности A_2 (где заданы внешние усилия).

3)Ступенчатое увеличение внешних усилий производится пропорционально параметру p : $P_i^0 = \bar{P}_i^0 p$; $p = p + \Delta p$.

Величина шага Δp определяет точность расчета нагрузки разрушения.

4)Расчет напряжений в каждом КЭ производится известным способом, из решения задачи теории упругости в секущих модулях (на каждом шаге нагружения) с помощью МКЭ:

$$F = K^c U; \quad K^c = K[Q^c(x)]; \Rightarrow U \Rightarrow e_j(x) \Rightarrow s_i(x) = Q_{ij}^c(x)e_j(x). \quad (2)$$

Здесь F и U - узловые силы и перемещения, K - матрица жесткости ансамбля КЭ, σ и ϵ - напряжения и деформации в КЭ (постоянные по его площади), $Q^c(x)$ - матрица упругости КЭ, записанная через секущие модули.

Анализ кинетики микроповреждения волокон, связующего и границ раздела в монослое выполнен с помощью модели [6,7], определяющей закон Гука в главных осях монослоя, записанный через секущие модули (индекс "с"):

$$S_i = Q_{ij}^c e_j; \quad i, j = 1(L), 2(T), 3(LT);$$

$$Q_{ij}^{c(k)} = \begin{Bmatrix} E_L^c x & n_L^c E_T^c x & 0 \\ n_{TL}^c E_L^c x & E_T^c x & 0 \\ 0 & 0 & 2G_{LT}^c \end{Bmatrix}^{(k)}, \quad x = (1 - n_L^c n_T^c)^{-1}. \quad (3)$$

Способ учета влияния микроповреждений W на величины секущих модулей монослоя показан ниже:

$$E_j^c = E_j(1 - W_j), \quad G_{LT}^c = G_{LT}(1 - W_3);$$

$$n_j^c = n_j(1 - W_j), \quad j = 1(L), 2(T);$$

$$W(S_i, \dots) = \frac{1}{\sqrt{2\rho S_i}} \int_0^{p_i} \exp\left[-\frac{(x - M_i)^2}{2S_i^2}\right] dx, \quad p_i = S_i / (1 - z_i W_i), \quad (4)$$

$$z_1 = 1, \quad z_2 = 1, \quad z_3 = 0;$$

$$M_i = \begin{cases} M_{it}, & S_i \geq 0; \\ M_{ic}, & S_i < 0; \end{cases} \quad M = \{M_{1t}, M_{1c}, M_{2t}, M_{2c}, M_3\}.$$

Здесь σ и ϵ - напряжения и деформации в главных осях монослоя, E_L , E_T , ν_L и G_{LT} - модуль упругости, коэффициент Пуассона и модуль сдвига монослоя. Здесь важно отметить, что при сдвиге поведение монослоя аналогично пластичному материалу (рис.1б), поэтому в (3) использован коррекционный коэффициент $\zeta_3 = 0$ (в других случаях - 1, что соответствует хрупкому разрушению - рис.1а).

Анализ литературных данных [8-10] по величине разброса характеристик прочности волокон и полимеров показал, что типичные значения коэффициентов вариации лежат в пределах 0,15-0,25. Это позволяет для инженерных приложений принять $k_v = 0,20$. В этих условиях для оценки M по результатам испытаний образцов-полосок монослоя на растяжение-сжатие вдоль волокон, поперек и на сдвиг (пределы прочности F_{Lt} , F_{Lc} , F_{Tt} , F_{Tc} , F_3) можно использовать следующие зависимости, полученные из расчетов:

$$M_{ij} = F_{ij} / 0,668; \quad i = 1(L); 2(T); \quad j = t, c; \quad M_3 = F_3 / 1,28.$$

Таким образом, для слоистого композита при однородном напряженном состоянии можно рассчитать кинетику повреждаемости:

$$N_i = A_{ij}^c e_j; \quad A_{ij}^c = \sum_{k=1, np} \left(T_{il}^{-1} Q_{lm}^c T_{mj} \right)^{(k)} d^{(k)};$$

$$i, j, l, m = 1, 2, 3; \quad T = T(a, e); \quad (5)$$

$$e_j (N_j \neq 0) \geq [e].$$

Здесь N - погонные усилия на сторонах пакета (прикладываются ступенями), A - матрица упругости слоистого пакета и T - матрица преобразования локальной системы координат монослоя в глобальную систему пакета (зависит от угла поворота и деформаций слоя). Последнее неравенство в (5) позволяет оценивать целостность пакета при нагружении образцов (при испытаниях на прочность или при построении диаграмм нагружения пакетов). Эффективность данной методики иллюстрируется сопоставлением расчетных и экспериментальных кривых растяжения композитов различной структуры (рис.1 и 2).

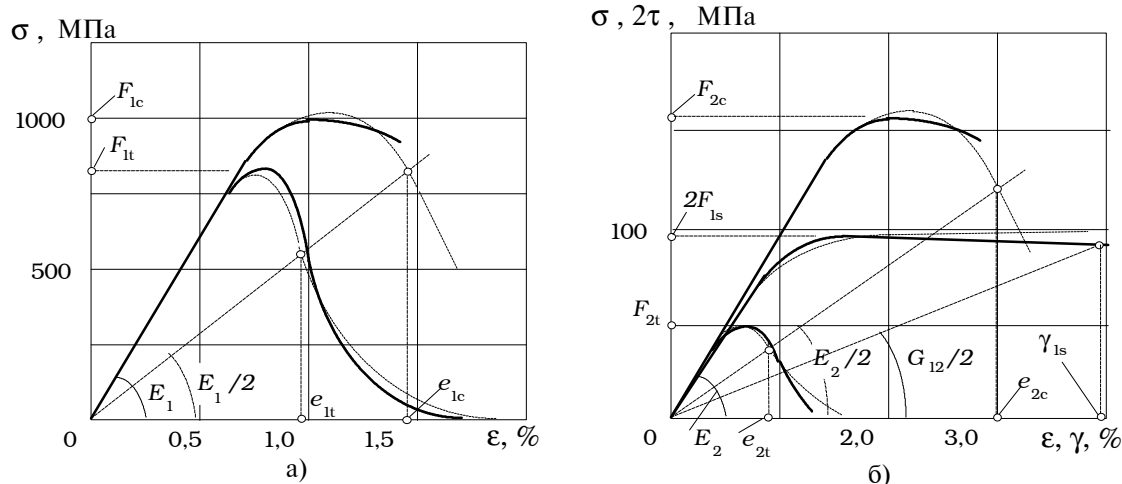


Рис.1. Углепластик КМУ-4Э, а - вдоль волокон, б - поперек и на сдвиг: F - предел прочности (напряжение максимального сопротивления), индексы "t" и "c" - обозначают растяжение и сжатие; e - деформации 50% - ного снижения жесткости. Сплошные линии - эксперимент в условиях кинематического нагружения (см. Сообщение №2), прерывистые - расчет.

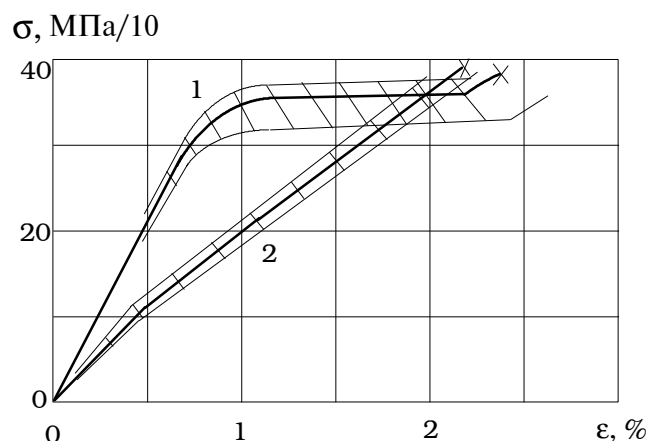


Рис.2. Гибрид $[0^0/0Y/0^0/\pm 45Y]_S$, здесь "o" и "y"- органит 10Т и углепластик КМУ-4Э, соответст-венно, 1 - силовое нагружение вдоль $[0]$, 2 - вдоль $[90]$. Заштрихована полоса разброса экспериментальных данных.

Исходные данные по свойствам слоев представлены в табл.1.

Таблица 1

	E _L	E _T	G _{LT}	ν _L	F _{Lt} /F _{Lc}	F _{Tt} /F _{Tc}	F _з
	МПа	МПа	МПа	-	МПа	МПа	МПа
КМУ-4Э	125000	9500	4500	0,30	820/1000	50/170	75
10Т	25000	22000	2200	0,11	550/180	420/170	95
СФ-2-50Г	28000	27000	6000	0,14	450/380	400/320	85

5) Прекращение расчетов МКЭ производится тогда, когда перемещения в контрольной точке превысили допустимое значение: $U_{КТ} > [U]$. В качестве контрольной точки может быть взята точка приложения нагрузки, а в качестве $[U]$ - значение, заведомо превосходящее реальные величины. Произвольность задания $[U]$ не повлияет на точность определения нагрузки разрушения, так как моменту полного разрушения конструкции математически соответствует потеря определенности при обращении ее матрицы жесткости K^c (см.(2)) и, как следствие, возрастание перемещений до бесконечности.

2. Экспериментальное и расчетное исследование разрушения пластин из слоистых пластиков с вырезами

Испытаны на растяжение до разрушения четыре серии образцов-полосок шириной $B=20$ и 40 мм, толщиной t , длиной 250 мм с симметричными боковыми трещинами (острыми разрезами, подготовленными по методике [12] и длиной захватных частей 50 мм (расстояние между захватами $L=150$ мм). Скорость перемещения активного захвата была 2 мм/мин. В процессе испытаний фиксировали максимальную нагрузку P_{\max} . Критическое напряжение разрушения в неослабленном сечении рассчитывали по формуле: $S_{cr} = P_{\max}/Bt$.

Анализ напряженного состояния образцов-полосок по теории микрооднородных напряженных состояний (МОНС) проведен при наличии двух осей симметрии лишь для четверти образца (этим сокращается время расчета). Размеры КЭ в зоне трещины были приняты равными $0,83$ мм (12 и 24 КЭ по ширине образца). Принято также $[U]=50$ мм.

На рис.3 приведены результаты экспериментальных (значки) и расчетных по теории МОНС (сплошные линии) исследований. Прерывистыми линиями показаны результаты обработки экспериментальных данных двухпараметрическим критерием [11], широко используемым в нелинейной механике разрушения композитов [12,13]:

$$\frac{S_{cr}}{F_{xt}} = \sqrt{\frac{a_0}{(l+a_0)Y\left(\frac{l}{B}\right)}}; \quad Y\left(\frac{l}{B}\right) = \frac{1}{\sqrt{\cos\left(\frac{\rho l}{B}\right)}};$$

$$a_0 = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \frac{l_k}{\left[F_{xt} / (S_{cr}^{\text{exp}} Y)_k\right]^2 - 1} \quad (6)$$

Здесь F_{xt} - предел прочности гладкого образца из слоистого композита, k - номер испытанного образца с трещиной длиной l_k , a_0 - длина зоны интенсивного микроразрушения у вершины трещины (поправка к длине трещины), надстрочный индекс "exp" - экспериментальный, $Y(l/B)$ - поправка на конечность ширины пластины. Важным условием применимости критерия (6) является малость длины зоны микроразрушения: $a_0 / K < 0,3$. Это условие, однако, бывает нарушено у материалов с малой чувствительностью к трещине (кривые 1 и 4 на рис.3).

В качестве заключения по первой части можно отметить следующее:

1) сопоставление результатов расчета по теории микрооднородных напряженных состояний с экспериментальными данными на растягиваемых образцах-полосках из однородных и гибридных материалов с трещинами показало ее эффективность и общность независимо от способа укладки слоев в пакете;

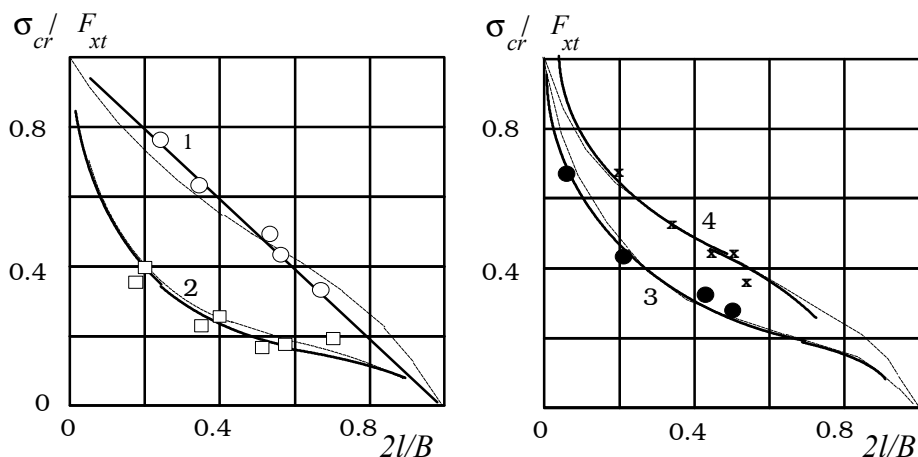


Рис.3. $B = 40$ мм; обозначения на кривых: 1 - Гибрид $[0^0/0^y/0^0/\pm 45^y]_S$, $F_{xt} = 310$ МПа, $a_0 = 5,34$ мм; 2 - стеклотекстолит СФ-2-50Г $[0]_{10}$, $F_{xt} = 450$ МПа, $a_0 = 1,06$ мм; 3 - углепластик $[\pm 30]_{4S}$, $F_{xt} = 470$ МПа, $a_0 = 1,26$ мм; 4 - гибрид $[90^0/90^y/90^0/\pm 45^y]_S$, $F_{xt} = 340$ МПа, $a_0 = 3,33$ мм; .

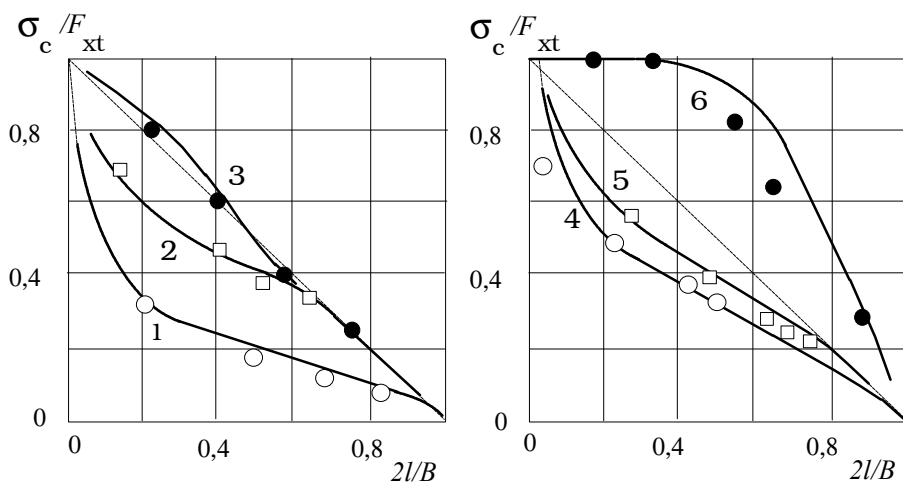


Рис.4: а) $B = 40$ мм, органик 10Т: 1- $[(0/90)_3/\bar{0}]_S$, 2 - $[(0/90)_2/\bar{90}]_S$, 3 - $[(\pm 45)_7]_T$; б): $B = 20$ мм, углепластик КМУ-4Э: 4 - $[\pm 30]_{4S}$, 5 - $[0]_8$, 6 - $[\pm 60]_{4S}$.

2) для ряда армированных пластиков (с косоперекрестными укладками слоев или гибридов с длинной "площадкой текучести" на диаграмме растяжения) обнаружен эффект нечувствительности к трещинам длиной до 25мм (кривые 1 на рис.3 и 4 на рис.4);

3) обнаружен ранее не отмеченный исследователями эффект упрочнения армированного пластика трещиной (кривая 6 на рис.4).

Эти эффекты связаны, очевидно, с тем, что прочность материала с косоперекрестной укладкой слоев $[\pm 45]$ или $[\pm 60]$ существенно выше при двухосном растяжении (которое имеет место у вершины надреза), чем при одноосном растяжении.

Литература

1. Renault M., Valentin D., Cailletaud G. and Perez F. A Finite Element Study of Damage Behaviour of Notched Crossplied Laminates. // C.A.Brebbia et al., editors, Computer Aided Design in Composite Material Technology. Proc. of the Int. Conf., Southampton, Springer-Verlag, 1988.-p.429-442,.
2. Hahn H.T. Nonlinear Behaviour of Laminated Composites.- J.Comp.Mater., vol.3, 257-271, 1973.
3. Sandhu R.S. Nonlinear Response of Unidirectional and Angle Ply Laminates. - AIAA Paper, 1974- p.74-380.
4. Кузьменко Б.П., Сапожников С.Б. Микроструктурный подход к прогнозированию статической прочности однонаправленных композиционных материалов // Прочность машиностроительных конструкций при переменных нагружениях: Тематический сборник научных трудов. - Челябинск: ЧПИ, 1979.- Вып. 236. - с.121-130.
5. Сапожников С.Б. Оценка прочности элементов конструкций из неупругого поликристаллического материала с трещинами // Прочность машин и аппаратов при переменных нагружениях: Тематический сборник научных трудов / Под ред. И.Я.Березина, Челябинск: ЧГТУ, 1991.-с.75-80.
6. Сапожников С.Б., Буслаева О.С. Расчетная оценка нагрузок разрушения элементов конструкций из слоистых композиционных материалов с концентратором напряжений // Межведомственный сборник "Технология", Серия "Конструкции из композиционных материалов".-Москва: ВИМИ, 1993.- с.9-15.
7. Сапожников С.Б. Расчетная оценка прочности и деформативности гибридных композитов // Прочность машин и аппаратов при переменных напряжениях: Тематический сборник научных трудов /Под ред. И.Я.Березина, Челябинск, ЧГТУ, 1991. с.67-75.
8. Бартенев Г.М. Прочность и механизм разрушения полимеров.- М.: Химия, 1984.- 279с.
9. Разрушение конструкций из композитных материалов / И.В.Грушецкий, И.П.Димитриенко, А.Ф.Ермоленко и др.; Под ред. В.П.Тамужа и В.Д.Протасова.- Рига: Зинатне, 1986.- 264с.
10. Rosen B.W. and Dow N.F. Mechanics of Failure of Fibrous Composites / H. Liebovitz, editor, Fracture, v.7, Fracture of Non-metals and Composites, 300-366, Academic Press, New York and London, 1972.
11. Waddoups M.E., Eisenmann J.R. and Kaminski B.E. Macroscopic Fracture of Advanced Composite Materials. J. Compos. Mater., vol.5, 1971.- p.446-454.
12. Методические рекомендации. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний композиционных материалов с полимерной матрицей. Определение характеристик трещиностойкости полимерных композиционных материалов при статическом нагружении // Андрейкив А.Е., Бережницкий Л.Т., Чапля М.Э. и др. - Львов: ФМИ, 1984. - 78с.
13. Цай С., Хан Х. Анализ разрушения композитов // Неупругие свойства композиционных материалов / Под ред. К.Гераковича, пер.с англ., М.: Мир, 1978. - 221-248.