

УДК 624.016  
624.04(02)ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ НАПРЯЖЕННО-  
ДЕФОРМАЦИОННОГО СОСТОЯНИЯ ВКМ С МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ  
МАТРИЦЕЙ

НШАНЯН Ю. С.

Возрастающие требования к точности и достоверности оценки поведения конструкций из ВКМ ставят задачу более адекватного описания напряженно-деформационного состояния материала при различных типах нагружения. Упруго-линейная модель монослоя композиционного материала как одна из возможно простых подходов, позволяет относительно просто предсказать поведение элементов конструкции на основе начальных свойств в условиях повторяющихся нагрузок. Однако при этом возникает необходимость довольно жестких ограничений на рабочую область напряжений, поскольку в этом случае, как правило, приходится принимать предположение, что слой разрушился, если внешняя нагрузка создает в нем напряжения, выходящие за рамки линейных областей [1]. Естественно, что в этом случае происходит не полное использование возможностей материала, если оно, как это имеет место для ВКМ и особенно при металлической матрице (ММ), проявляет существенную нелинейность [2, 3]. При этом «неупругость» [4] материала проявляется также в том, что напряжения и деформации не являются однозначными функциями друг от друга в области малых напряжений, при которых еще не возникают заметных остаточных деформаций, что приводит к образованию замкнутой петли гистерезиса.

Неупругость ВКМ с ММ в отличие от случая эпоксидной матрицы определяется в первую очередь развитием микронерастности в матрице, связанной с наличием микронеоднородности, сложного поля остаточных технологических термо и механических напряжений и др., что характеризует неоднородность процесса накопления пластических деформирующихся объемов в материале под нагрузкой [5]. При этом дополнительным фактором для ВКМ является наличие упруго-хрупких волокон, стесняющих развитие сплошных пластических зон, выходящих на поверхность материала.

Многочисленные экспериментальные исследования показали преимущества и перспективность использования в металлокомпозитах высокомодульных и высокопрочных борных и углеродных волокон [1, 2]. Можно считать установленным факт упругого поведения по-

добных волокон (в рамках точности принимаемых для проводимых исследований в целом) вплоть до разрушения [1, 6, 7].

### 1. Модель описания напряженно-деформационных зависимостей металлической матрицы с учетом эффекта микропластического поведения

Принимая исходное предположение о постоянстве скорости вхождения материала матрицы в микропластическое состояние [5, 8]

$$\frac{dV_{mp}}{dz_i} = c_i \quad (1.1)$$

где  $c_i$  — структурно-чувствительный параметр;  $\varepsilon_i$  — интенсивность деформаций, нетрудно получить характеристики описания поведения материала.

#### Активное (пионерное) нагружение

Учитывая известные соотношения, связывающие интенсивности напряжений и деформаций упругого тела, для приращений  $d\sigma_i$  и  $d\varepsilon_i$  микропластической матрицы имеем

$$d\varepsilon_i = 3\tilde{G}d\varepsilon_i \quad (1.2)$$

где, учитывая (1.1), для  $\tilde{G}$  получим

$$\tilde{G} = G_0(1 - c_i\varepsilon_i) = \bar{k}_G G_0 \quad (1.3)$$

и, следовательно,

$$\sigma_i = 3\bar{G}\varepsilon_i, \quad \bar{G} = \left(1 - \frac{1}{2} c_i\varepsilon_i\right) G_0 = \bar{k}_G G_0 \quad (1.4)$$

Отметим, что представление (1.4) можно трактовать как формальное выражение гипотезы упрочнения теории пластичности Ильюшина [9]. Дополняя это соотношение известными формулами, отражающими гипотезу упругости объемной деформации и пропорциональности девиаторов, получим

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \bar{B}(\varepsilon_x + \bar{\nu}\varepsilon_y), & \bar{B} &= \bar{E}/(1 - \bar{\nu}^2) = \bar{G} + E_0/2(1 - \nu_0) \\ \sigma_y &= \bar{B}(\varepsilon_y + \bar{\nu}\varepsilon_x), & \bar{E} &= \bar{k}_E E_0 \end{aligned} \quad (1.5)$$

где

$$\tau_{xy} = \bar{G}\gamma_{xy}, \quad \bar{\nu} = \bar{k}_\nu \nu_0$$

$$\bar{k}_G = \bar{k}_E(1 + \nu_0)/(2 - \bar{k}_E(1 - \nu_0))$$

$$\bar{\nu} = (E_0 - 2\bar{G}(1 - \nu_0))/(E_0 + 2\bar{G}(1 - \nu_0)) = (1 - \bar{k}_G + (1 + \bar{k}_G)\nu_0)/(1 + \bar{k}_G + (1 - \bar{k}_G)\nu_0) \quad (1.6)$$

$$\bar{k}_E = \bar{k}_G(1 + \bar{\nu})/(1 + \nu_0); \quad \sigma_i = \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \sigma_z\sigma_y + 3\tau_{xy}^2}$$

$$\varepsilon_x = \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + \tau_x \tau_y / 4G^2 + 3/4 \tau_{xy}^2} = \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + \tau_x \tau_y + \frac{3}{4} \tau_{xy}^2}$$

в последнем соотношении пренебрежено поперечным (вертикальным) обжатием ( $\varepsilon_z = 0$ ).

В случае одноосного нагружения  $\tau_x \neq 0$ ;  $\tau_y = \tau_{xy} = 0$  имеем

$$\varepsilon_x = E_0 \left(1 - \frac{c'}{2} \varepsilon_x\right) \varepsilon_x, \quad \varepsilon_z = (1 + \nu_0) \varepsilon_x (1 + \nu_0), \quad c' = \frac{2}{3} c_i (1 + \nu_0) \quad (1.7)$$

Интенсивность деформации запишется в виде

$$\varepsilon_i = 2 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2}{3} (1 + \nu_0) c_i \varepsilon_x}\right) / c_i (1 + \nu_0) \quad (1.8)$$

а для деформации  $\varepsilon_z$  получим

$$\varepsilon_z = \frac{3}{2} \varepsilon_x (1 - c_i \varepsilon_x (1 + \nu_0) / 4) (1 + \nu_0) \quad (1.9)$$

Для малых значений  $\varepsilon_x c_i$  (с точностью до  $(c_i \varepsilon_x)^2$ ) можно записать

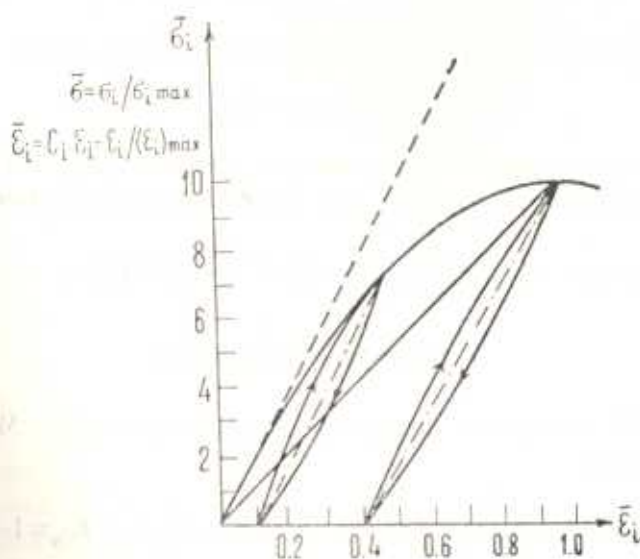
$$\varepsilon_x = E_0 (1 - c_i \varepsilon_x / 2) \varepsilon_x, \quad c = (1 + \nu_0)^2 c_i / 3 \quad (1.10)$$

Соотношения (1.7)–(1.10) позволяют оценить значения начального модуля  $E_0$  и структурно-чувствительного параметра  $c_i$  на основе опытов на одноосное растяжение:

$$c_i = 3E(1 - \sqrt{1 - \tau_T / \tau_B}) / 2(1 + \nu_0) \tau_T$$

$$E_0 = 4\tau_B(1 + \nu_0) c_i / 3, \quad G_0 = \frac{2}{3} \tau_B c_i \quad (1.11)$$

Используя зависимости (1.11) для известных матриц, можно получить оценочные значения введенных параметров [10, 11].



Фиг. 1. Диаграмма  $\bar{\sigma}_i - \bar{\varepsilon}_i$

Аналогичные выражения также получаются для приращений напряженно-деформационного состояния, в которых будут фигурировать уже величины с индексами ( $\sim$ ) вместо ( $-$ ). Так, например, при одноосном растяжении

$$d\sigma_x = E_0 \tilde{k}_E d\varepsilon_x, \quad \tilde{k}_E = 2\tilde{k}_G(1+\nu_0 + \tilde{k}_G(1-\nu_0)) \quad (1.12)$$

В общем случае можно записать соотношение Гука в виде

$$[d\varepsilon] = [\tilde{B}][d\varepsilon], \quad [\tilde{B}] = \tilde{B} \begin{bmatrix} 1, & \tilde{\nu}, & 0 \\ \tilde{\nu}, & 1, & 0 \\ 0, & 0, & (1-\tilde{\nu})/2 \end{bmatrix} \quad (1.13)$$

## 2. Разгрузка с достигнутого уровня напряженно-деформационного состояния ( $\sigma_i^*$ , $\varepsilon_i^*$ )

Аналогично предыдущему пункту получаем

$$d(\sigma_i^* - \sigma_i) = 3\tilde{G}_p d(\varepsilon_i^* - \varepsilon_i), \quad \tilde{G}_p = G_0(1 - c_i(\varepsilon_i^* - \varepsilon_i)/2) = G_0 \tilde{k}_G^{(p)} \quad (2.1)$$

$$\sigma_i^* - \sigma_i = 3\tilde{k}_G^{(p)} G_0 (\varepsilon_i^* - \varepsilon_i), \quad \tilde{k}_G^{(p)} = 1 - c_i(\varepsilon_i^* - \varepsilon_i), \quad \varepsilon_i^* = (1 - \sqrt{1 - 2\sigma_i^* c_i / (3G_0)}) / c_i$$

В случае одноосного нагружения учитывая (1.7), получим

$$(\varepsilon_i^*)^2 = (1 - \sqrt{1 - 2\sigma_i^* c_i / E_0}) / c_i^2 \quad (2.2)$$

В общем случае соотношение Гука можно записать в виде

$$[d(\sigma^* - \sigma)] = [\tilde{B}_p][d(\sigma^* - \sigma)], \quad [\sigma^* - \sigma] = [\tilde{B}_p][\varepsilon^* - \varepsilon] \quad (2.3)$$

$$\tilde{B}_p = \tilde{G}_p + E_0 / 2(1 - \nu_0) = B_0((1 + \nu_0) / 2 + \tilde{k}_{G_p}(1 - \nu_0) / 2)$$

$$B_0 = E_0 / (1 - \nu_0^2)$$

Аналогичные зависимости получим для матрицы  $[\tilde{B}_p]$ . Из соотношений (2.1) несложно получить для интенсивности остаточных деформаций

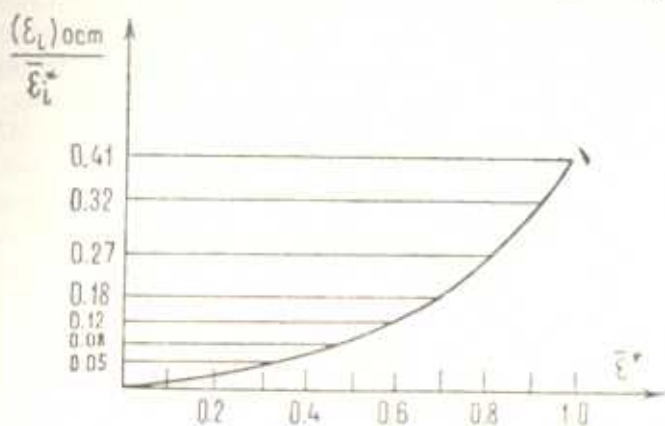
$$(\varepsilon_i)_{ост} = \varepsilon_i^* - \sigma_i^* / 3\tilde{G}_p = \varepsilon_i^* - (1 - \sqrt{1 - \sigma_i^* c_i / (3G_0)}) / c_i \quad (2.4)$$

## 3. Повторное нагружение

В случае повторного нагружения, используя модель Мазинга [11, 12, 13], имеем

$$d\sigma_i = 3\tilde{G}_n d\varepsilon_i, \quad \tilde{G}_n = \tilde{k}_{G_n} G_0, \quad \tilde{k}_{G_n} = 1 - \frac{c_i}{2} \varepsilon_i, \quad \tilde{k}_{G_n} = 1 - c_i \varepsilon_i / 4$$

соответственно в зависимости Гюка для повторного нагружения необходимо коэффициенты деградации заменить на  $k_{C_n}$  и  $\bar{k}_{C_n}$ .



Фиг. 2

На фиг. 1—2 приведены типичные диаграммы зависимостей  $\bar{\sigma}_i - \bar{\epsilon}_i$  и  $(\epsilon_i)_{ост} - \bar{\epsilon}_i^*$  — интенсивности остаточных деформаций. Расчеты проведены для матрицы типа ADI и борного волокна.

#### 4. Основные соотношения для монослоя

На уровне монослоя неоднородный композиционный материал волокнутой структуры моделируется в виде однородного анизотропного тела, макроскопические характеристики которого определяются через соответствующие характеристики составляющих элементов на основе методологии структурной механики композитов или теории армирования. Предложено значительное число методов получения усредненных характеристик [14—24], охватывающих широкий сектор подходов от способов сопротивления материалов до стохастических моделей с использованием точных решений задач, поставленных на уровне теории упругости и конечно-элементного анализа.

Отдельную группу составляют модели, позволяющие охарактеризовать процесс накопления повреждений вплоть до разрушения, то есть кинетику процесса [25].

Простейшие модели, используемые для оценки поведения монослоя, могут вести при этом двоякую нагрузку. Во-первых, позволяют наиболее экономно оценить поведение монослоя при сложных напряженно-деформационных нагружениях, что особенно важно в задачах оптимизационного плана, а во-вторых, послужить базой последовательного уточнения для более точных методов. Следует отметить также, что поскольку количество случайных факторов велико (геометрические параметры структуры компонента «упаковка» армирующих во-

локон, форма и характерные размеры сечений, искривленность волокон в ходе технологических процессов, сложные физико-химические процессы и неполная связь на границе раздела и т. д.), «уточнение» моделей не всегда приводит к более удовлетворительному соответствию с экспериментом. То есть может иметь место «перекрытие» разброса экспериментальных данных результатов «уточнения» [26].

Исследуемая модель поведения монослоя ВКМ с ММ, которую можно отнести к классу структурно-кинетических, занимает промежуточное положение между моделями оценки упруго-прочностных характеристик и кинетических моделей разрушения и объединяет возможность описания нелинейного поведения материала в процессе нагружения и разгрузки с достаточно простыми формами записи этих зависимостей и оценки несущей способности монослоя.

Примем общепринятые предположения для монослоя ВКМ, отражающие условия равновесия и совместимости деформаций [10, 16—20],

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_{1a} = \varepsilon_{1m}, \quad \sigma_{22} = \sigma_{2a} = \sigma_{2m}, \quad \sigma_{12} = \sigma_{12a} = \sigma_{12m} \quad (4.1)$$

Примем, что деградация модулей композита определяется, в основном, октаэдрическими угловыми деформациями матрицы. Рассмотрим случаи поперечного (активного) нагружения, разгрузки и повторного нагружения. Основываясь на предположениях (4.1), приведем зависимости для технических характеристик монослоя композита:

## 5. Активное нагружение

Соотношения для продольных характеристик будут:

$$\begin{aligned} d\sigma_{11} &= \tilde{E}_{11} d\varepsilon_{11} & \sigma_{11} &= \tilde{E}_{11} \varepsilon_{11} \\ \tilde{E}_{11} &= E_{11}^0 \bar{k}_{11} & \tilde{E}_{11} &= E_{11}^0 \bar{k}_{11} \\ E_{11}^0 &= \xi E_a + (1 - \xi) E_m^0 \quad (\xi - \text{объемная доля волокна}) \end{aligned} \quad (5.1)$$

Для коэффициентов деградации касательного и секущего модулей имеем

$$\begin{aligned} \bar{k}_{11} &= 1 - (1 - \xi) E_m^0 (1 - \bar{k}_{E_m}) / E_{11}^0 \\ \bar{k}_{11} &= 1 - (1 - \xi) E_m^0 (1 - \bar{k}_{E_m}) E_{11}^0 \end{aligned} \quad (5.2)$$

Здесь величины  $\bar{k}_{E_m}$  и  $\bar{k}_{G_m}$  имеют вид

$$k_{E_m} = 2k_{G_m} / (1 + \nu_m^0 + (1 - \nu_m^0) k_{G_m}) \quad (5.3)$$

Здесь

$$\bar{k}_{G_m} = 1 - c_i \varepsilon_{im}, \quad \bar{k}_{G_m} = 1 - c_i \varepsilon_{im} / 2 \quad (5.4)$$

соответственно коэффициенты деградации касательного и секущего модулей сдвига матрицы

$$G_m = G_m^0 k_{G_m} \quad (5.5)$$

В приведенных соотношениях и далее индекс (0) означает начальное значение величины. Отметим, что в приведенных зависимостях величина интенсивности деформаций матрицы  $\varepsilon_{im}$  должна быть зависана в параметрах напряженно-деформационного состояния композита. Для плоской деформационной модели

$$\varepsilon_{im} = \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + \varepsilon_{11}\varepsilon_{22} + 3(\varepsilon_{12})^2}/4 \quad (5.6)$$

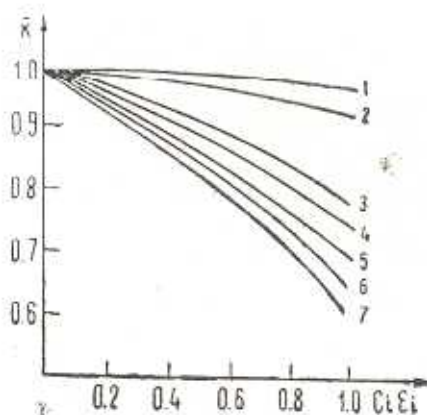
в случае плоского напряженного состояния

$$\begin{aligned} \varepsilon_{im} &= \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + \varepsilon_{11}\varepsilon_{22} + 3(\varepsilon_{12})^2}/4 \\ \varepsilon'_{22} &= -\nu_m \varepsilon_{11} + \nu_{22} / (\bar{G}_m + G_m^0 (1 + \nu_m^0) / (1 - \nu_m^0)), \quad \varepsilon'_{12} = \nu_{12} / \bar{G}_m \\ \bar{\nu}_m &= (1 - \bar{k}_{G_m} + \nu_m^0 (1 + \bar{k}_{G_m})) / (1 + \bar{k}_{G_m} + \nu_m^0 (1 - \bar{k}_{G_m})) \end{aligned} \quad (5.7)$$

Например, для матрицы AD1 при  $\xi = 0,5$  и  $\nu_0 = 0,2$  имеем  $(\bar{k}_{11})_{\min} = 0,94$ . Аналогично (5.1) для поперечных характеристик имеем

$$\begin{aligned} \bar{E}_{22} &= \bar{k}_{22} E_{22}^0, \quad \bar{E}_{22} = \bar{k}_{22} E_{22}^0, \quad E_{22}^0 = (\xi/E_a + (1-\xi)/E_m^0)^{-1} \\ k_{22}^{-1} &= 1 + E_{22}^0 (1-\xi) (1 - k_{E_m}) / E_m^0 k_{E_m} \end{aligned} \quad (5.8)$$

для матрицы AD1 имеем  $(\bar{k}_{22})_{\min} \approx 0,66$  при  $\xi = 0,5$ ,  $(\bar{k}_{22})_{\min} = 0,63$  при  $\xi = 0$ .



Фиг. 3

- |                           |  |
|---------------------------|--|
| 1. $k_{11} - (\xi = 0,8)$ | 5. $k_{11} - (\xi = 0)$ и $k_{12} - (\xi = 0)$ |
| 2. $k_{11} - (\xi = 0,5)$ | 6. $k_{12} - (\xi = 0,5)$                      |
| 3. $k_{12} - (\xi = 0,8)$ | 7. $k_{12} - (\xi = 0)$                        |
| 4. $k_{12} - (\xi = 0,8)$ |  |

Фиг. 3

Для внутрислойных сдвиговых характеристик получаем

$$\bar{G}_{12} = \bar{k}_{12} G_{12}^0, \quad \bar{G}_{32} = \bar{k}_{12} G_{12}^0, \quad G_{12}^0 = (\xi/G_a + (1-\xi)/G_m^0)^{-1} \quad (5.9)$$

$$k_{12}^{-1} = 1 + G_{12}^0 (1-\xi)(1-k_{G_m})/G_m^0 k_{G_m}, \quad G_{12}^0 = (\xi/G_a + (1-\xi)/G_m^0)^{-1}$$

На фиг. 3 представлена картина зависимости деградации продольного, поперечного и сдвигового секущего модуля в зависимости от накопленной матрицей интенсивности деформаций и объемной доли волокна.

## 6. Разгрузка с достигнутого уровня ( $\varepsilon^*$ , $\varepsilon^*$ ) и повторное нагружение

Аналогично пункту 5 имеем

$$\bar{E}_{11} = E_{11}^0 k_{11}^{(p)}, \quad \bar{E}_{31} = E_{11}^0 \bar{k}_{11}^{(p)} \quad (6.1)$$

$$d\varepsilon_{ij} = \bar{E}_{ij}^{(p)} d\varepsilon_{ij}, \quad \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^* = \bar{E}_{ij}^{(p)} (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^*) \quad (j = 1, 2)$$

где

$$\bar{k}_{11}^{(p)} = 1 - (1-\xi)E_m^0(1-\bar{k}_{E_m}^{(p)})/E_{11}^0, \quad \bar{k}_{11}^{(p)} = 1 - (1-\xi)E_m^0(1-\bar{k}_{E_m}^{(p)})/E_{11}^0 \quad (6.2)$$

Величины  $\bar{k}_{E_m}^{(p)}$ ,  $\bar{k}_{E_m}^{(p)}$  — коэффициенты деградации касательных и секущих модулей матрицы при разгрузке определяются зависимостями (1.6) и (1.12), где надо положить для коэффициентов деградаций сдвиговых модулей матрицы при разгрузке.

$$\bar{k}_{G_m}^{(p)} = 1 - c_i(\varepsilon_{im}^* - \varepsilon_{im})/2, \quad \bar{k}_{G_m}^{(p)} = 1 - c_i(\varepsilon_{im}^* - \varepsilon_{im})/4 \quad (6.3)$$

Для коэффициентов деградаций поперечных и сдвиговых модулей волокнистого композита при разгрузке получим

$$(k_{22}^{(p)})^{-1} = 1 + E_{22}^0(1-\xi)(1-k_{E_m}^{(p)})/E_m^0 k_{E_m}^{(p)} \quad (6.4)$$

и

$$(k_{12}^{(p)})^{-1} = 1 + G_{12}^0(1-\xi)(1-k_{G_m}^{(p)})/G_m^0 k_{G_m}^{(p)} \quad (6.5)$$

Остаточные деформации при разгрузке определяются из соотношений

$$(\varepsilon_{ij})_{\text{ост}} = \varepsilon_{ij}^* - \sigma_{ij}^* / \bar{E}_{ij}^{(p)} \quad (6.6)$$

Точно так же можно получить напряженно-деформационные зависимости при повторном нагружении. Здесь, например, можно написать

$$d\varepsilon_{ij}^{(n)} = E_{ij}^0 \bar{k}_{ij}^{(n)} d\varepsilon_{ij}, \quad \sigma_{ij} = E_{ij}^0 \bar{k}_{ij}^{(n)} \varepsilon_{ij} \quad (6.7)$$

$$d\varepsilon_{12}^{(n)} = G_{12}^0 \bar{k}_{12}^{(n)} d\varepsilon_{12}, \quad \sigma_{12} = G_{12}^0 \bar{k}_{12}^{(n)} \varepsilon_{12}$$

где в определяющих соотношениях для коэффициентов деградации необходимо положить для матрицы при повторном нагружении

$$\bar{k}_{G_m}^{(n)} = 1 - c_i \varepsilon_{im}/2, \quad \bar{k}_{G_m}^{(n)} = 1 - c_i \varepsilon_{im}/4 \quad (6.8)$$



Таким образом, получаем замкнутую систему для определения напряженно-деформационных зависимостей композита с учетом деградаций модулей в результате накопления пластических деформаций в матрице.

## 7. Расчет напряженно-деформационного состояния перекрестно-армированных монопакетов

Для конкретных расчетов с помощью полученных соотношений может быть предложен следующий алгоритм последовательных приближений:

1. Определение начальных значений.

1.1.  $n=1$

2.  $[T]=[T]_0$  — заданные усилия

3.  $\varepsilon_{im}=0$  — начальная интенсивность деформаций нулевая

4.  $E_{11}=E_{11}^0$ ,  $E_{22}=E_{22}^0$ ,  $G_{12}=G_{12}^0$ ,  $\nu_{12}=\nu_{12}^0$

5.  $[B_0]=[B_0]_0$

6.  $[C]=[C]_0$  — (мембранная жесткость)

7.  $\varphi=\varphi_0$

II. Вычисление характеристик напряженно-деформационного состояния.

2.1.  $n=n+1$

2.  $[\varepsilon]=[C]^{-1}[T]$

3.  $[\varepsilon_0]=[\varphi,][\varepsilon]$  ( $[\varphi,]$  — матрица преобразований деформаций при повороте на угол  $\varphi$ )

4.  $[\varepsilon_0]=-[B_0][\varepsilon_0]$

5.  $\varepsilon_{im}$

6.  $k_{G_m}$ ,  $k_{E_m}$ ,  $k_{11}$ ,  $k_{22}$ ,  $k_{12}$

7.  $E_{11}$ ,  $E_{22}$ ,  $G_{12}$ ,  $\nu_{12}$

8.  $\varphi=\varphi + \Delta^0_{12}/2$

9.  $[B_0]$ ,  $[C]$

III. Условия остановки

3.1. Если  $|\varepsilon_{im}(n+1) - \varepsilon_{im}(n)| / |\varepsilon_{im}(n)| < \varepsilon$ , или  $n > \bar{n}$

где  $\varepsilon$  — точность расчетов,  $\bar{n}$  — допускаемый предел циклов — счет завершен.

3.2. Иначе идти к 2.1.

Отметим, что предположенная модель справедлива при

$$\varepsilon_{im}^* \leq \varepsilon_{im} \leq 1/c_i$$

# BASIC STRESS-STRAIN RELATION CONDITION VKM WITH METAL MATRIX COMPOSITES

Ju. S. NSHANIAN

ՄԵՏԱՂՅԱ ՄԱՏՐԻՑԱՅԻՆ ԿՈՄՊՈԶԻՑԻՆԵ ՆՅՈՒԹԵՐԻ ԸՐՎԱՄԱՆՅԻՆ-  
ԳԵՅՈՐՄԱՅԻՆ ԿԱՊԻ ՀԻՄՆԱԿԱՆ ԱՌՆՁՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ

ՅՈՒ. Ս. ՆՇԱՆԻԱՆ

Ա մ ֆ ո ֆ ու մ

Աշխատանքում քննարկվում է մետաղյա մատրիցայով կոմպոզիցիոն նյութերի համար ընդհանրացված ոչ գծային Հուկի սահմանայինների ստացման խնդիրը:

Ենթադրվում է, որ ոչ գծայնությունը, որոշված է միկրոալյաստիկոսիտի հանգույցների ստեղծման և զորգացման հետ, ընդ որում նրանց փոփոխման արագությունը հաստատուն է:

Ակտիվ բեռնաթափման և կրկին (կրկնակի) բեռնափորման համար կատարվում են հաշվարկի արդյունավետ ալգորիթմներ:

## ЛИТЕРАТУРА

1. Композиционные материалы. Т. 5. Разрушение и усталость. Под ред. Л. Браугмана.—М.: Мир, 1978. 483 с.
2. Волокнистые композиционные материалы с металлической матрицей. Под ред. М. Х. Шоршорова.—М.: Машиностроение, 1981.
3. Друккер Д. Пластичность, течение и разрушение.—В кн.: Неупругие свойства композиционных материалов.—М.: Мир, 1978, с. 9—32.
4. Zener C. Elasticity and anelasticity of metals.—Chicago: 1948. 158 p.
5. Гурьев А. В., Цепляева Т. Н., Шоршорова М. X. Оценка сопротивления неупругому деформированию композиционного материала с однонаправленными высокопрочными волокнами.—В кн.: Металловедение и прочность металлов: Сб. науч. тр. /ВПИ—Волгоград: 1982, с. 3—13.
6. Mileiko S. T. Fracture mechanics of composites—Compos. Mater. Repts. 1-st Soviet—Jap. Symp.—Moscow, 1979, p. 274—285.
7. Копьев И. М., Овчинский А. С. Разрушение металлов армированных волокнами.—М.: Наука, 1977, с. 240.
8. Гурьев А. В. К вопросу о происхождении упругих несовершенств поликристаллического сплава.—ФММ, с. 3, вып. 2, 1956, с. 349—359.
9. Ильюшин А. А. Пластичность.—М.: Гостехиздат, 1948, 376 с.
10. Композиционные материалы т. 4. Композиционные материалы с металлической матрицей. Под ред. К. Крейдера, Пер. с англ., М.: Машиностроение, 1978. 503 с.
11. Гжиров Р. И. Краткий справочник конструктора.—Л.: Машиностроение, 1983. 463 с.
12. Москвитин В. В. Пластичность при переменном нагружении.—М.: Из-во МГУ, 1966.
13. Черняк Н. И., Гаврилов Д. А. Сопротивление деформированию металлов при повторном статистическом нагружении.—Киев: Наукова думка, 1971. 135 с.

14. Болотин В. В. Плоская задача теории упругости для деталей из армированных материалов.—В кн. Расчеты на прочность. М.: Машиностроение, вып. 72, 1966, с. 48—63.
15. Болотин В. В., Новичков Ю. Н. Механика многослойных конструкций.—М.: Машиностроение, 1980. 376 с.
16. Ван Фю Фю Г. А. Теория армированных материалов. Киев: Наукова думка, 1971, 232 с.
17. Сендечки Дж. Упругие свойства композитов. Композиционные материалы. Под ред. Л. Браутмана, Р. Крока. Пер. с англ. Механика композиционных материалов / Под ред. Дж. Сендечки, т. 2, М.: Мир, 1978, с. 61—101.
18. Малмейстер А. К., Тамуж В. П., Тетерс Г. А. Сопротивление полимерных и композитных материалов.—Рига: Зинатне, 1980. 572 с.
19. Кристинс Р. Введение в механику композитов.—М.: Мир, 1982. 334 с.
20. Скурда А. М., Булаве Ф. Я. Структурная теория армированных пластиков. Рига: Зинатне, 1978. 192 с.
21. Рикарде Р. Б., Тетерс Г. А., Уинитис З. Т. Модели разрушения композитов с различной структурой армирования.—В кн.: Разрушение композитных материалов. Рига: Зинатне, 1979, с. 126—131.
22. Кравчук А. С., Майборода В. П., Уржумцев Ю. С. Механика полимерных и композиционных материалов. Экспериментальные и численные методы.—М.: Наука, 1985. 304 с.
23. Победра Б. Е. Механика композиционных материалов.—М.: МГУ, 336 с.
24. Бахвалов Н. С., Папасенко Г. П. Осреднение процессов в периодических средах.—М.: Наука, 1984. 352 с.
25. Овчинский А. С., Гусев Ю. С. Моделирование на ЭВМ процессов образования, роста и слияния микродефектов в структурно-неоднородных материалах.—Мех. композ. матер., 1982, № 4, с. 585—592.
26. Алфутов Н. А., Зиновьев П. А., Понов Б. Г. Расчет многослойных пластин и оболочек из композиционных материалов.—М.: Машиностроение, 1984. 264 с.

Республиканский главный вычислительный  
центр Госагропрома Армянской ССР

Поступила в редакцию  
31.V.1988