

УДК 539.3

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ СКОРОСТЕЙ ДЕФОРМАЦИИ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ИЗ МЕТАЛЛОПЛАСТИКА ПРИ ВЗРЫВНОМ НАГРУЖЕНИИ

Н. А. Абросимов, Л. А. Игумнов, Н. А. Новосельцева

Научно-исследовательский институт механики Национального исследовательского
Нижегородского государственного университета им. Н. И. Лобачевского,
603950 Нижний Новгород, Россия
E-mails: abrosimov@mech.unn.ru, igumnov@mech.unn.ru, novoselceva@mech.unn.ru

На основе неклассической теории оболочек в результате минимизации функционала полной энергии оболочки как трехмерного тела построена энергетически согласованная разрешающая система уравнений динамики цилиндрических оболочек, изготовленных из металлопластика. Численный метод решения сформулированной начально-краевой задачи основан на явной вариационно-разностной схеме. Достоверность рассматриваемой методики подтверждена результатами сравнения численных решений и экспериментальных данных. Для различных структур армирования проведен анализ предельной деформируемости и прочности как однородных стеклопластиковых цилиндрических оболочек, так и двухслойных металлопластиковых.

Ключевые слова: композитные материалы, цилиндрические оболочки, прочность, разрушение, численные методы, взрывное нагружение.

DOI: 10.15372/PMTF20200213

Введение. Применение композитных материалов при изготовлении элементов конструкций, подвергаемых действию интенсивных динамических нагрузок, обуславливает актуальность экспериментального и теоретического исследования влияния скорости деформирования композиционных материалов на их прочностные и жесткостные характеристики, поскольку импульсное нагружение создает в материале элемента конструкции напряженно-деформированное состояние с высокой степенью изменчивости во времени. Известен ряд экспериментальных и теоретических работ, в которых отмечается зависимость упругих и прочностных характеристик композитных материалов от скорости деформирования [1–4]. Однако определение параметров, характеризующих свойства композитных материалов при больших скоростях деформирования, существенно затруднено вследствие необходимости измерения динамического давления на образец как функции времени.

Теоретическое исследование процесса разрушения пластин из композитных материалов с учетом влияния скорости деформации на деформационные и прочностные харак-

Разработка модели деформирования выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (код проекта 16-19-10237-П), разработка модели разрушения — при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (коды проектов 18-08-01234, 19-08-00828).

© Абросимов Н. А., Игумнов Л. А., Новосельцева Н. А., 2020

теристики этих материалов проведено в работе [5]. Следует отметить, что результаты изучения такой зависимости и особенностей нелинейного динамического деформирования и разрушения композитных материалов могут быть использованы при разработке способов уменьшения материалоемкости элементов конструкций, работающих в условиях интенсивного динамического нагружения. Поэтому представляет интерес развитие изложенных в работах [6–8] теоретических и экспериментальных методов изучения нестационарных процессов в композитных материалах и элементах конструкций при их предельной несущей способности.

В данной работе исследуется влияние скорости деформирования на поведение при динамическом нагружении и разрушение цилиндрических оболочек, выполненных из металлопластиковых материалов.

1. Постановка задачи и методы ее решения. Исследовались цилиндрические оболочки длиной L и радиусом R , отнесенные к системе координат α_i ($i = \overline{1,3}$): ось α_1 направлена вдоль образующей, ось α_2 — по окружности, ось α_3 — по внешней нормали к срединной поверхности. Коэффициенты Ламе и главные кривизны равны $H_1 = Z_1 = 1$, $H_2 = Z_2 = 1 + k_2\alpha_3$, $H_3 = 1$, $k_1 = 0$, $k_2 = 1/R$. Рассматривались как однородные стеклопластиковые оболочки, полученные путем намотки чередующихся двойных спиральных и кольцевых слоев при соотношении толщин 1 : 1, так и неоднородные, полученные путем спиральной перекрестной намотки однонаправленного стеклопластика (по схеме армирования однородных оболочек) на стальную цилиндрическую оправку из малоуглеродистой стали.

Кинематическая модель деформирования неоднородного многослойного пакета основана на неклассической теории оболочек. Компоненты вектора перемещений аппроксимируются конечными рядами по толщине многослойного пакета [9]:

$$u_i(\alpha_1, \alpha_3, t) = \sum_{n=0}^N u_i^n(\alpha_1, t) \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x), \quad x = \frac{2\alpha_3}{h}, \quad -1 \leq x \leq 1 \quad (1)$$

(h — толщина оболочки; $u_i^n(\alpha_1, t)$ — искомые функции; t — время; $(n + 1/2)^{1/2} P_n(x)$ — ортонормированные полиномы Лежандра).

При формулировке геометрических зависимостей используются соотношения квадратичного варианта нелинейной теории упругости в криволинейных координатах [10], которые с учетом (1) можно представить в виде

$$\begin{aligned} e_{11} &= \sum_{n=0}^N \frac{\partial u_1^n}{\partial \alpha_1} \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x) + \frac{1}{2} \omega_2^2, & e_{22} &= \frac{k_2}{Z_2} \sum_{n=0}^N u_3^n \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x), \\ e_{33} &= \frac{2}{h} \sum_{n=1}^N u_3^n \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n'(x), & e_{13} &= \frac{2}{h} \sum_{n=1}^N u_1^n \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n'(x) + \sum_{n=0}^N \frac{\partial u_3^n}{\partial \alpha_1} \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x), \\ \omega_2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{2}{h} \sum_{n=1}^N u_1^n \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n'(x) - \sum_{n=0}^N \frac{\partial u_3^n}{\partial \alpha_1} \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x) \right), \end{aligned}$$

где $P_n'(x)$ — производные от полиномов Лежандра.

Связь между тензорами напряжений и деформаций в однородном композитном макрослое устанавливается на основе закона Гука для ортотропного тела с использованием теории эффективных модулей [11]:

$$\sigma_{ii} = \sum_{j=1}^3 C_{ij} e_{jj} \quad (i = \overline{1,3}), \quad \sigma_{13} = G_{13} e_{13}.$$

Здесь C_{ij} , G_{13} — эффективные жесткостные характеристики симметричных смежных слоев, которые выражаются через модули упругости E_{ij} и коэффициенты Пуассона ν_{ij} однонаправленного композитного материала.

Процесс послойного разрушения слоистых цилиндрических оболочек описывается в рамках модели деградации их жесткостных характеристик [12]. Кроме того, учитывается зависимость прочностных характеристик композитных материалов от скорости деформаций. В частности, для однонаправленного стеклопластика [5] жесткостные и прочностные характеристики материала можно описать функцией регрессии

$$F(\dot{e}) = \alpha + \beta \dot{e}^\gamma, \quad (2)$$

где F , \dot{e} — прочностные характеристики и скорость деформации; α , β , γ — экспериментально определяемые константы материала.

Определяющие соотношения в изотропном стальном слое оболочки формулируются на основе дифференциальной теории пластичности с линейным упрочнением [9]:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} e + \frac{E}{2(1+\nu)} e'_{ij}, \\ e_{ij} &= e'_{ij} + e''_{ij}, \quad e = e_{11} + e_{22} + e_{33}, \quad \dot{e}_{ij} = \dot{\gamma} S_{ij}, \quad \sigma = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3, \\ \sum_{i,j=1}^3 S_{ij} S_{ij} &= \frac{2}{3} \sigma_*^2, \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij} - \rho_{ij}, \quad \rho_{ij} = 2g e''_{ij}, \quad e''_{ij} = \int_0^t \dot{e}''_{ij} dt \end{aligned}$$

(E — модуль упругости; ν — коэффициент Пуассона; e'_{ij} , e''_{ij} — упругие и пластические компоненты тензора деформации; δ_{ij} — тензор Кронекера; σ_* , g — предел текучести и модуль упрочнения материала; $\dot{\gamma}$ — скалярный параметр).

Энергетически согласованная система уравнений движения металлопластиковой оболочки строится на основе принципа возможных перемещений [13], который для цилиндрической оболочки со свободными торцами, нагруженной импульсом внутреннего давления, записывается в виде

$$\begin{aligned} \int_0^L \sum_{n=0}^N \left(M_{11}^n \frac{\partial(\delta u_1^n)}{\partial \alpha_1} + (M_{13}^n + N_{11}^n) \delta u_1^n + (M_{13}^n - N_{11}^n) \frac{\partial(\delta u_3^n)}{\partial \alpha_1} + (k_2 M_{22}^n + M_{33}^n) \delta u_3^n \right) d\alpha_1 + \\ + \int_0^L \sum_{n=0}^N \left[\left(\sum_{m=0}^N A_m^n \ddot{u}_1^m \right) \delta u_1^n + \left(\sum_{m=0}^N A_m^n \ddot{u}_3^m \right) \delta u_3^n \right] d\alpha_1 - \int_0^L \sum_{n=0}^N F_3^n \delta u_3^n d\alpha_1 = 0, \quad (3) \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} M_{11}^n &= \frac{h}{2} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{11} Z_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\ M_{22}^n &= \frac{h}{2} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{22} \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\ M_{13}^n &= \frac{h}{2} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{13} Z_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 M_{13}^m &= \frac{h}{2} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{13} Z_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P'_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\
 N_{11}^n &= \frac{h}{4} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{11} Z_2 \omega_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\
 N_{11}^m &= \frac{1}{2} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{11} Z_2 \omega_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n'' \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\
 M_{33}^n &= \frac{h}{4} \sum_{i=1}^K \frac{x_{i+1} - x_i}{2} \int_{-1}^1 \sigma_{33} Z_2 \omega_2 \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n \left(\frac{x_{i+1} - x_i}{2} x + \frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) dx, \\
 A_n^n &= \frac{1}{2} \sum_{i=1}^K \rho_i (x_{i+1} - x_i) \quad (n = \overline{0, N}), \\
 A_{n+1}^n &= A_n^{n+1} = \frac{k_2(n+1)}{4\sqrt{4n^2 + 8n + 3}} \sum_{i=1}^K \rho_i (x_{i+1} - x_i)^2 \quad (n = \overline{0, N-1}), \\
 A_m^n &= 0 \quad \text{при } n \neq m \quad (m = \overline{0, N}, n = \overline{0, N}), \\
 F_3^n &= (n + 1/2)^{1/2} (-1)^n p_3 (1 - k_2 h/2),
 \end{aligned}$$

ρ_i — плотность i -го слоя оболочки; p_3 — интенсивность импульса внутреннего давления; K — число слоев оболочки; x_i — координата i -го слоя, отсчитываемая от внутренней поверхности оболочки по толщине.

Использование стандартной процедуры минимизации функционала полной энергии (3) позволяет получить неклассические уравнения движения металлопластиковой цилиндрической оболочки

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial M_{11}^n}{\partial \alpha_1} - M_{13}^n - N_{11}^n &= \sum_{m=0}^N A_m^n \ddot{u}_1^m, \\
 \frac{\partial (M_{13}^n - N_{11}^n)}{\partial \alpha_1} - k_2 M_{22}^n - M_{33}^n + F_3^n &= \sum_{m=0}^N A_m^n \ddot{u}_3^m
 \end{aligned} \tag{4}$$

и естественные граничные условия при $\alpha_1 = 0, L$:

$$M_{11}^n = 0, \quad M_{13}^n - N_{11}^n = 0. \tag{5}$$

При интегрировании основных уравнений (4), (5) должны быть выполнены также начальные условия, которые записываются в виде

$$u_i^n(\alpha_1, 0) = u_i^{0n}(\alpha_1), \quad \dot{u}_i^n(\alpha_1, 0) = \dot{u}_i^{0n}(\alpha_1) \quad (i = 1, 3, \quad n = \overline{0, N}),$$

где $u_i^{0n}(\alpha_1)$, $\dot{u}_i^{0n}(\alpha_1)$ — моменты заданных функций $u_i^0(\alpha_1, \alpha_3)$, $\dot{u}_i^0(\alpha_1, \alpha_3)$, определяемые формулами

$$u_i^{0n}(\alpha_1) = \int_{-1}^1 u_i^0(\alpha_1, \alpha_3) \left(n + \frac{1}{2} \right)^{1/2} P_n(x) dx,$$

$$\dot{u}_i^{0n}(\alpha_1) = \int_{-1}^1 \dot{u}_i^0(\alpha_1, \alpha_3) \left(n + \frac{1}{2}\right)^{1/2} P_n(x) dx.$$

Полученные уравнения являются универсальными, так как позволяют описывать нелинейные нестационарные процессы деформации, оценивать предельную деформируемость и прочность двухслойных металлопластиковых цилиндрических оболочек, геометрические и структурные параметры которых изменяются в широких диапазонах.

Численный метод решения сформулированной задачи основан на явной вариационно-разностной схеме [14]. Расчеты проводились на суперкомпьютере “Лобачевский”.

2. Результаты исследования. При численном анализе влияния скорости деформирования на динамическую прочность двухслойных металлопластиковых цилиндрических оболочек исследовалась задача их деформирования под действием импульса давления, вызванного подрывом в центре оболочки заряда взрывчатого вещества (ВВ). Профиль давления в падающей ударной волне описывается эмпирической зависимостью [15]

$$p_3(\alpha_1, t) = \begin{cases} 0,35mq/l^3, & t \leq 0,35l/\sqrt{q}, \\ 0, & t > 0,35l/\sqrt{q} \end{cases}$$

(m — масса заряда; $q = 4,77 \cdot 10^6$ Дж/кг — теплотворная способность ВВ; l — расстояние от центра заряда до точки на внутренней поверхности оболочки).

Рассматривались как однородные стеклопластиковые оболочки, так и двухслойные металлопластиковые цилиндрические оболочки длиной $L = 4R$ и толщиной $h = h_1 + h_2$ (внутренний стальной слой толщиной $h_1 = 0,002$ м и внешний макрослой из стеклопластика толщиной h_2). Физико-механические характеристики стеклопластика с однонаправленным армированием определялись по результатам квазистатических испытаний кольцевых и плоских однонаправленных образцов с использованием стандартных методик идентификации жесткостных и прочностных характеристик [8]. Для однонаправленного стеклопластика жесткостные и прочностные характеристики при растяжении и сжатии имели следующие значения: $E_{11} = 55$ ГПа, $E_{22} = E_{33} = 9,04$ ГПа, $\nu_{12} = \nu_{23} = 0,276$, $\nu_{13} = 0,4$, $G_{12} = G_{13} = 5,08$ ГПа, $G_{23} = 5,2$ ГПа, $\rho = 2057$ кг/м³, $F_{11}^p = 1,5$ ГПа, $F_{11}^c = 0,397$ ГПа, $F_{22}^p = 0,0267$ ГПа, $F_{22}^c = 0,0719$ ГПа, $F_{33}^p = 0,0267$ ГПа, $F_{33}^c = 0,0719$ ГПа, $F_{12} = 0,0357$ ГПа, $F_{23} = 0,0357$ ГПа, $F_{13} = 0,0357$ ГПа. Параметры дифференциальной теории пластичности стального слоя приняты равными $E = 210$ ГПа, $\nu = 0,3$, $\sigma_* = 0,35$ ГПа, $g = 0,5$ ГПа, $\rho = 7800$ кг/м³.

Зависимость прочностных характеристик однонаправленных стеклопластиков от скорости деформации описывается функцией (2), параметры которой приведены в табл. 1 (F_{ii}^p , F_{ii}^c , F_{ij} — начальные прочностные характеристики при растяжении и сжатии) [5].

Осциллограммы окружных деформаций в центральном сечении на внешней поверхности неразрушенных стеклопластиковых и металлопластиковых оболочек, нагруженных

Таблица 1
Константы материала в функции регрессии (2)

Прочностные характеристики, ГПа	α	β	γ
F_{11}^p	1,500 00	0,014 695 1	0,8860
F_{11}^c	0,397 00	0,515 455 8	0,0874
$F_{22}^p = F_{33}^p$	0,026 70	0,008 042 4	0,1310
$F_{22}^c = F_{33}^c$	0,071 90	0,000 071 9	1,2780
$F_{12} = F_{23} = F_{13}$	0,003 57	0,017 847 7	0,0860

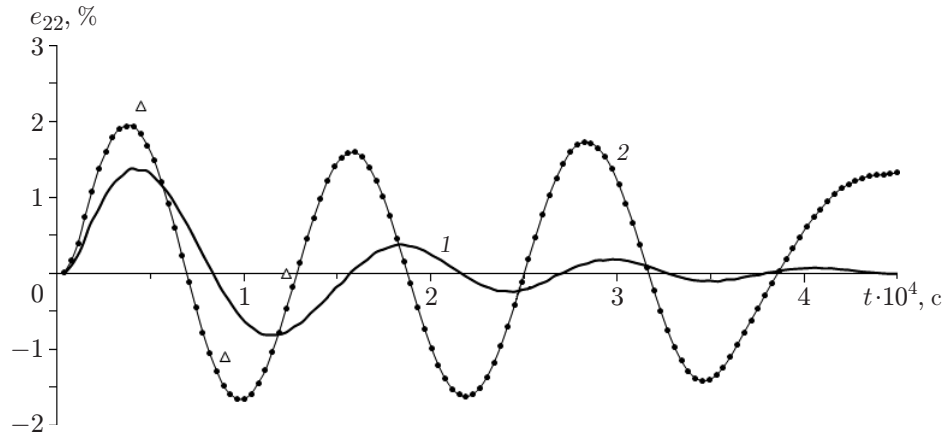


Рис. 1. Зависимость окружных деформаций от времени при $\alpha_1 = L/2$, $\alpha_3 = h/2$: точки — результаты эксперимента, линии — результаты численных расчетов; 1 — однородные стеклопластиковые оболочки, 2 — металлопластиковые оболочки на основе стекловолокон

зарядом ВВ массой $m = 23,8$ г, приведены на рис. 1. Видно, что наличие стального подкрепляющего пластически деформирующегося слоя приводит к быстрому затуханию колебаний в центральной зоне оболочки и как следствие к существенному уменьшению окружных деформаций, в результате чего несущая способность металлопластиковых оболочек увеличивается.

В табл. 2–4 приведены результаты численного и экспериментального анализа предельной деформируемости и процессов разрушения стеклопластиковых и металлопластиковых оболочек с различными структурами армирования (e_{22}^* — максимальная кольцевая деформация в центральном сечении на внешней поверхности оболочки, t^* — момент времени, в который она достигается, T — период радиальных колебаний низшей формы).

Из анализа данных, представленных в табл. 2, 3, следует, что в случае стеклопластиковых оболочек существенное увеличение предельной деформации и удельной прочности происходит в том случае, если внутрь композитной оболочки вставлена стальная. При этом оболочки с кольцевой структурой армирования композитного макрослоя разрушаются при меньших значениях предельных деформаций по сравнению с оболочками, состоящими из кольцевых и спиральных элементарных слоев.

Из табл. 4 следует, что учет зависимости прочностных характеристик от скорости деформаций приводит к изменению характера разрушения цилиндрических оболочек. Наименьшей несущей способностью обладают оболочки с кольцевой структурой армирования.

На рис. 2–6 показан процесс разрушения в различные моменты времени металлопластиковых оболочек, нагруженных зарядом ВВ массой $m = 334,5$ г, с различными структурами армирования в случаях, когда прочностные характеристики постоянны или зависят от скорости деформаций.

На рис. 2–4 показаны зоны локальных разрушений связующего и волокон для цилиндрических оболочек с однородной перекрестной структурой намотки под углами ± 30 , ± 45 и $\pm 90^\circ$ к образующей оболочки соответственно в различные моменты времени. Видно, что угол армирования и зависимость прочностных характеристик от скорости деформации оказывают существенное влияние на характер, размеры зон разрушения и момент времени, в который происходит полное разрушение оболочки (разрушение волокон по всей толщине оболочки).

Таблица 2

Расчетные и экспериментальные данные [16] для однородных стеклопластиковых оболочек
(структура армирования $[\pm 65^\circ; 90^\circ]$)

R , м	h/R , %	m , г	Эксперимент				Расчет			
			e_{22}^* , %	t^* , мкс	T , мкс	Состояние оболочки	e_{22}^* , %	t^* , мкс	T , мкс	Состояние оболочки
0,1525	6,50	206	1,90	65	195	Не разрушилась, имеет повреждения	2,30	61,5	—	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия
0,1546	6,02	208	2,15	73	195	Разрушилась в третьем периоде колебаний в фазе сжатия	2,56	62,0	—	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия
0,1548	6,19	264	2,20	75	205	Разрушилась в третьем периоде колебаний в фазе сжатия	3,16	64,0	—	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия
0,1549	6,38	466	3,90	70	—	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия	4,50	43,9	—	Разрушилась в фазе растяжения
0,1547	6,06	483	5,20	75	—	Разрушилась в фазе растяжения	4,82	41,6	—	Разрушилась в фазе растяжения

Таблица 3

Расчетные и экспериментальные данные [16] для металлопластиковых оболочек на основе стекловолокон
(структура армирования $[\pm 45^\circ; 90^\circ]_8$) при $R = 0,1529$ м, $h/R = 7,11$ %, $m = 334,5$ г

Способ получения данных	e_{22}^* , %	t^* , с	Состояние оболочки
Эксперимент	3,90	95	Не разрушилась, имеются повреждения стальной оболочки
Расчет при постоянных прочностных характеристиках	3,94	130	Разрушилась в первом периоде колебаний
Расчет с учетом зависимости прочностных характеристик от скорости деформации	2,95	87	Не разрушилась, имеет частичные повреждения всех слоев

Таблица 4

Результаты расчетов для металлопластиковых оболочек
с различными структурами армирования при $R = 0,1529$ м, $h/R = 7,11$ %, $m = 334,5$ г

Структура армирования	Состояние оболочки	
	Расчет при постоянных прочностных характеристиках	Расчет с учетом зависимости прочностных характеристик от скорости деформации
$[\pm 30^\circ]$	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе растяжения	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе растяжения
$[\pm 45^\circ]$	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе растяжения	Не разрушилась, имеет частичные повреждения всех слоев
$[90^\circ]$	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе сжатия
$[\pm 30^\circ; 90^\circ]$	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе растяжения	Не разрушилась, имеет частичные повреждения всех слоев
$[\pm 45^\circ; 90^\circ]$	Разрушилась в первом периоде колебаний в фазе растяжения	Не разрушилась, имеет частичные повреждения всех слоев

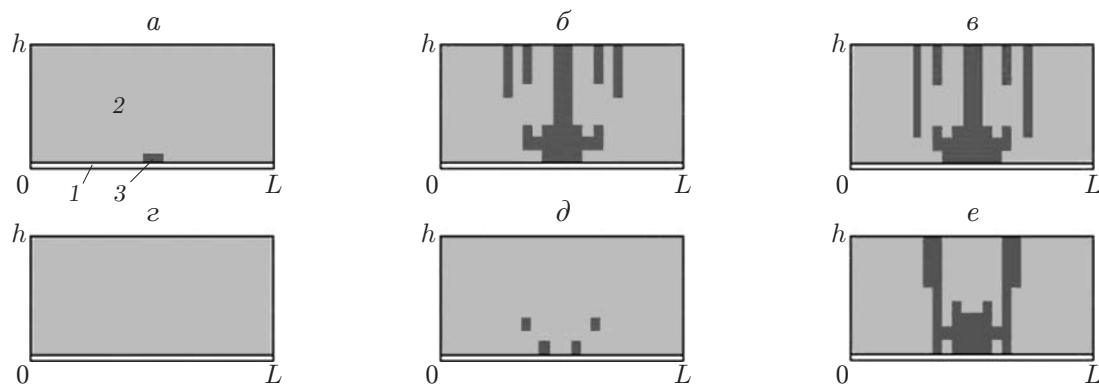


Рис. 2. Процесс разрушения металлопластиковых оболочек со структурой армирования $[\pm 30^\circ]$:

a – $в$ — в случае постоянных прочностных характеристик, $г$ – $е$ — в случае прочностных характеристик, зависящих от скорости деформаций; a , $г$ — $t = 0,000\ 185$ с, $б$, $д$ — $t = 0,000\ 259$ с, $в$, $е$ — $t = 0,000\ 395$ с; 1 — зоны, в которых разрушение отсутствует, 2 — зоны разрушения матрицы, 3 — зоны разрушения волокон

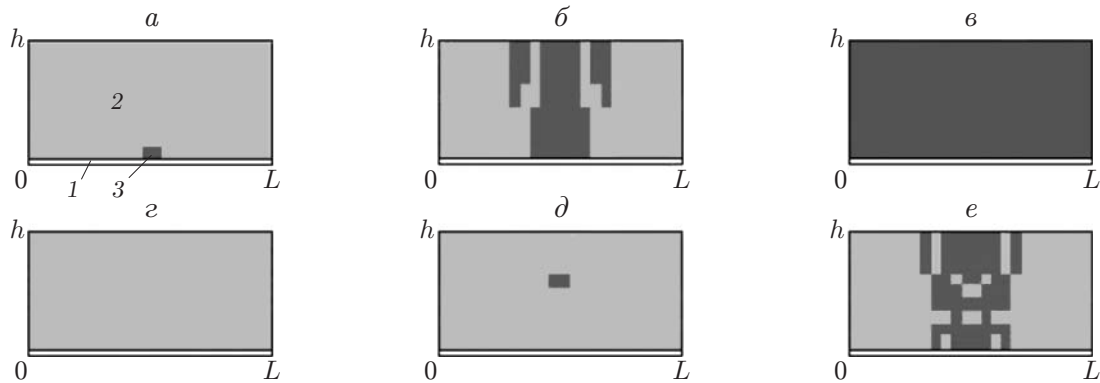


Рис. 3. Процесс разрушения металлопластиковых оболочек со структурой армирования $[\pm 45^\circ]$:

a, z — $t = 0,000\,216\,41$ с, $б, д$ — $t = 0,000\,241\,15$ с, $в, е$ — $t = 0,001$ с; остальные обозначения те же, что на рис. 2

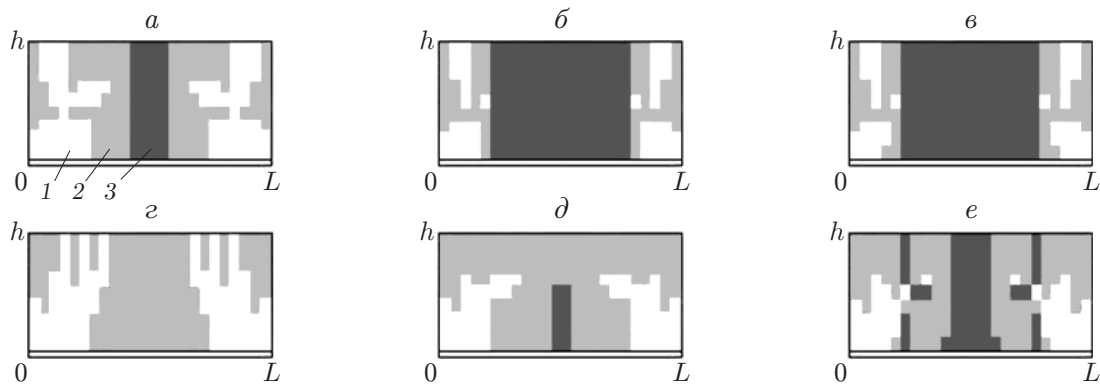


Рис. 4. Процесс разрушения металлопластиковых оболочек со структурой армирования $[\pm 90^\circ]$:

a, z — $t = 0,000\,148\,30$ с, $б, д$ — $t = 0,000\,185\,49$ с, $в, е$ — $t = 0,000\,191\,68$ с; остальные обозначения те же, что на рис. 2

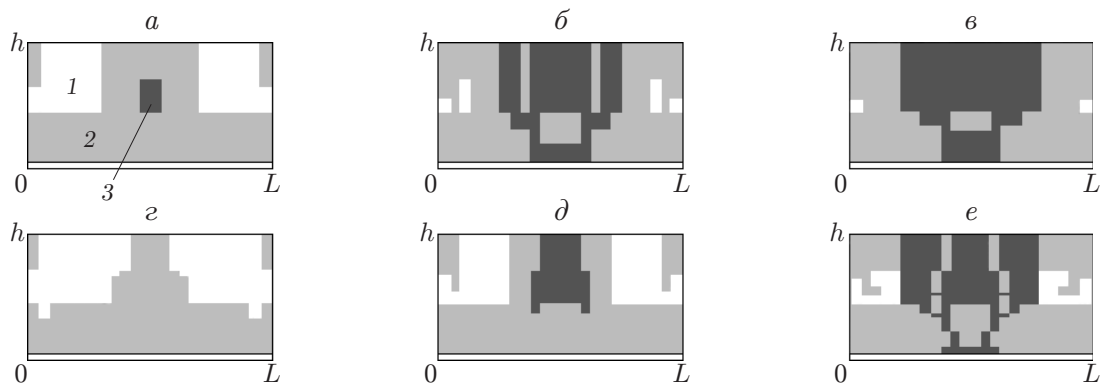


Рис. 5. Процесс разрушения металлопластиковых оболочек со структурой армирования $[\pm 30^\circ; 90^\circ]$:

a, z — $t = 0,000\,061\,8$ с, $б, д$ — $t = 0,000\,21$ с, $в, е$ — $t = 0,001$ с; остальные обозначения те же, что на рис. 2

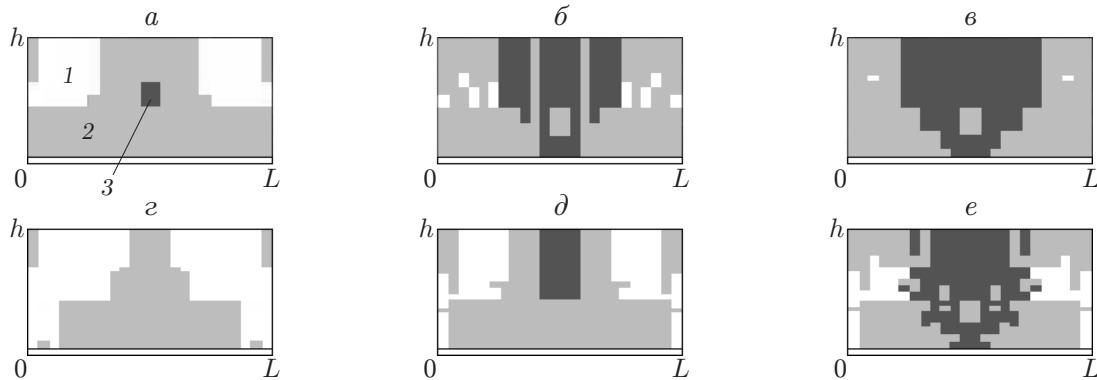


Рис. 6. Процесс разрушения металлопластиковых оболочек со структурой армирования $[\pm 45^\circ; 90^\circ]$:

a, z — $t = 0,000\,0618$ с, $б, д$ — $t = 0,000\,204$ с, $в, е$ — $t = 0,001$ с; остальные обозначения те же, что на рис. 2

Процесс разрушения оболочек с двухслойной структурой армирования, внешний слой которых получен путем кольцевой намотки, а внутренний — путем спиральной перекрестной намотки под углами $\pm 30^\circ$ и $\pm 45^\circ$, показан на рис. 5, 6. Видно, что разрушение волокон начинается во внешнем кольцевом слое, затем разрушаются волокна нижнего слоя, причем полное разрушение оболочек, армированных под углами $\pm 30^\circ$, происходит на больших временах по сравнению с оболочками, армированными под углами $\pm 45^\circ$. Кроме того, учет зависимости прочностных характеристик от скорости деформации не приводит к полному разрушению оболочки.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что для всех структур армирования расчет с учетом зависимости прочностных характеристик от скорости деформаций приводит к изменению характера и размеров зон разрушения связующего и волокон, а также к существенному увеличению несущей способности оболочек по сравнению с расчетом при постоянных прочностных характеристиках.

На рис. 7 приведены расчетная и экспериментальные зависимости [8] максимальной окружной деформации e_{22}^* от удельной взрывной нагрузки $m_* = m/M_0$ (M_0 — масса оболочки) для металлопластиковых оболочек, композитный макрослой которых выполнен из стеклопластика. Видно, что зависимости $e_{22}^*(m_*)$ являются линейными вплоть до момента разрушения. Возрастающее с увеличением относительной массы заряда различие теоретических и экспериментальных результатов обусловлено, по-видимому, несовершенством модели разрушения.

Полученные результаты свидетельствуют о высокой удельной прочности импульсно-нагруженных металлопластиковых оболочек, что хорошо согласуется с экспериментальными данными [8, 16].

Заключение. Предложены расчетные модели, позволяющие анализировать процессы разрушения динамически нагруженных цилиндрических металлопластиковых оболочек как с учетом зависимости их прочностных характеристик от скорости деформаций (динамическая модель), так и при постоянных характеристиках (статическая модель). Проведен анализ результатов расчетов, выполненных с использованием динамической и статической моделей, с экспериментальными данными. Показано, что результаты расчетов по динамической модели лучше согласуются с экспериментальными данными. Для

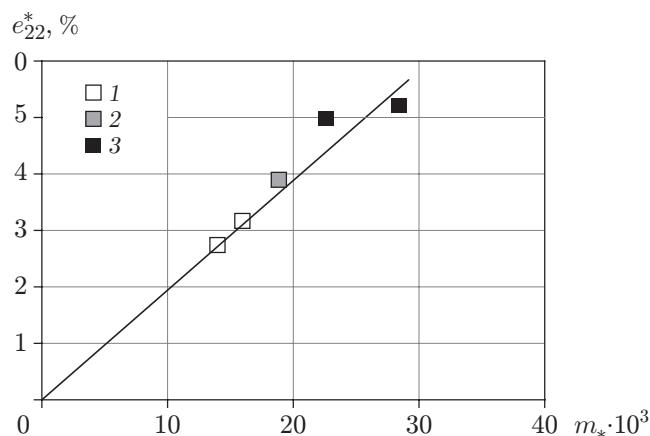


Рис. 7. Расчетная (линия) и экспериментальные (точки) зависимости максимальной окружной деформации металлопластиковых оболочек от удельной взрывной нагрузки:

1 — состояние, когда оболочка не разрушена, 2 — состояние, когда оболочка частично разрушена, 3 — состояние, когда оболочка полностью разрушена

различных структур армирования композитного макрослоя выявлены различия характера и размеров областей разрушений, рассчитанных с использованием динамической и статической моделей.

Полученные результаты могут быть использованы при проектировании и оценке динамической прочности силовых элементов защитных конструкций.

ЛИТЕРАТУРА

1. Демешкин А. Г. Экспериментальное исследование влияния скорости деформирования на прочностные свойства стеклоэпоксидных колец // Механика композит. материалов. 1990. № 3. С. 455–460.
2. Асеев А. В., Макаров Г. Е., Степаненко С. В. Экспериментальное исследование динамического поведения трубчатых образцов из волокнистых композиционных материалов на пределе несущей способности // ПМТФ. 1992. № 3. С. 140–147.
3. Асеев А. В., Горшков Н. Н., Демешкин А. Г. и др. Экспериментальное исследование деформативности стекло- и органопластика в зависимости от скорости деформирования // Механика композит. материалов. 1992. № 2. С. 188–195.
4. Коробков А. А., Алаторцев А. И., Гирин Ю. В. и др. Нестационарное деформирование и разрушение композитных оболочек при теплосиловом нагружении // Глобальный науч. потенциал. 2014. № 6. С. 37–49.
5. Shokrieh M. M., Karamnejad A. A investigation of strain rate effects on the dynamic response of a glass/epoxy composite plate under blast loading by using the finite-difference method // Mech. Composite Materials. 2014. V. 50, N 3. P. 295–310.
6. Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г. Критерии выбора композитных материалов для оболочечных конструкций, локализирующих взрыв (обзор) // Физика горения и взрыва. 2005. Т. 41, № 5. С. 3–13.
7. Иванов А. Г., Сырунин М. А., Федоренко А. Г. Влияние структуры армирования на предельную деформируемость и прочность оболочек из ориентированного стеклопластика при взрывном нагружении изнутри // ПМТФ. 1992. № 4. С. 130–135.

8. **Русак В. Н., Федоренко А. Г., Сырунин М. А. и др.** Предельная деформируемость и прочность базальтопластиковых оболочек при внутреннем взрывном нагружении // ПМТФ. 2002. Т. 43, № 1. С. 186–195.
9. **Абросимов Н. А.** Нелинейные задачи динамики композитных конструкций / Н. А. Абросимов, В. Г. Баженов. Н. Новгород: Изд-во Нижегород. гос. ун-та, 2002.
10. **Шаповалов Л. А.** Об учете поперечного обжатия в уравнениях нелинейной динамики оболочек // Изв. РАН. Механика твердого тела. 1997. № 3. С. 156–168.
11. **Малмейстер А. К.** Сопротивление полимерных и композитных материалов / А. К. Малмейстер, В. П. Тамуж, Г. А. Тетерс. Рига: Зинатне, 1980.
12. **Абросимов Н. А., Новосельцева Н. А.** Численное моделирование процесса послойного разрушения цилиндрических оболочек при взрывном нагружении // Механика композит. материалов. 2015. Т. 51, № 4. С. 579–594.
13. **Васидзу К.** Вариационные методы в теории упругости и пластичности. М.: Мир, 1987.
14. **Абросимов Н. А., Елесин А. В., Лазарев Л. Н., Новосельцева Н. А.** Численный анализ прочности стеклопластиковых цилиндрических оболочек различной структуры при импульсном нагружении // Проблемы прочности и пластичности: Межвуз. сб. Н. Новгород: Изд-во Нижегород. гос. ун-та, 2013. Вып. 75. С. 288–295.
15. **Адищев В. В., Корнев В. М., Талзи Л. А.** Оценки максимальных напряжений в замкнутых цилиндрических сосудах при осесимметричном взрывном нагружении / Ин-т гидродинамики СО АН СССР. Новосибирск, 1983. Деп. в ВИНТИ 05.12.1983, № 6588-83.
16. **Иванов А. Г., Сырунин М. А., Федоренко А. Г.** Влияние структуры армирования на предельную деформируемость и прочность оболочек из ориентированного стеклопластика при взрывном нагружении изнутри // ПМТФ. 1992. № 4. С. 130–135.

*Поступила в редакцию 18/VII 2019 г.,
после доработки — 16/VIII 2019 г.
Принята к публикации 30/IX 2019 г.*
