

Программа численного расчета динамического напряженно-деформированного состояния и прочности полых многослойных анизотропных цилиндров и сфер. Сообщение 2. Сравнение численных результатов с экспериментальными и теоретическими для цилиндров

П. П. Лепихин, В. А. Ромашенко, О. С. Бейнер, В. Н. Сторожук, Е. В. Бахтина

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Приведено сравнение численных результатов, полученных с использованием разработанного в Институте проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины пакета прикладных программ расчета напряженно-деформированного состояния и прочности многослойных композитных цилиндров и сфер при внутреннем импульсном нагружении, с известными теоретическими и экспериментальными данными для ряда композитных и металлокомпозитных цилиндров при внутреннем осесимметричном взрыве.

Ключевые слова: композитные материалы, взрывчатое вещество, численные методы, многослойный цилиндр, напряженно-деформированное состояние, прочность.

Ранее [1] приведено краткое описание созданного в Институте проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины пакета прикладных программ (ППП), позволяющего определить напряженно-деформированное состояние (НДС) и прочность многослойных композитных, в общем случае со спирально ортотропными слоями, цилиндров конечной длины с различными краевыми условиями на торцах и сферически транслопных сфер при внутреннем взрывном нагружении.

Созданный ППП тестировался [2] по НДС цилиндров. При этом проведено сравнение численных данных, из-за отсутствия решений для динамических постановок, с некоторыми результатами решения статических линейных упругих задач при малых перемещениях и деформациях, полученных как аналитически, так и численно-аналитически. Результаты расчетов сопоставляли также с экспериментальными данными для армированных тканями композитов [3, 4], численными для оболочечного приближения [5], а также с полученными с помощью коммерческого пакета LS-Dyna.

Цель работы заключается в сравнении численных решений, полученных с использованием разработанного ППП, с известными численными и экспериментальными данными по НДС и прочности многослойных намоточных композитных и металлокомпозитных цилиндров со свободными торцами при внутреннем осесимметричном импульсном нагружении, инициированном подрывом в центре симметрии оболочки заряда взрывчатого вещества (ВВ).

Экспериментальные и численные данные для сравнительного анализа использовали из литературных источников. Во всех рассматриваемых работах исследовались многослойные цилиндры из однонаправлено армированных (намоточных) композитных материалов (КМ), каждый слой которых может быть описан транслопным упругим материалом, либо металлокомпозитные с дополнительным к слоям из КМ внутренним металлическим слоем. Направление армирования слоев КМ или композитной части металлокомпозита – окружное ($\pm 90^\circ$), осевое (0) либо спиральное с тем или иным углом армирования φ , не равным 0 и $\pm 90^\circ$. Такие конструкции, как следует из [3, 6], имеют целый ряд преимуществ перед цилиндрами из КМ, армированными тканями. Рассмотрим несколько вариантов сравнения.

Вариант 1. В работе [7] экспериментально исследовали динамическую реакцию и прочность композитных оболочек четырех типов с разными схемами армирования

при внутреннем взрывном нагружении. При этом определяли максимальные кольцевые деформации на наружной поверхности (ε_1 – в центральном сечении, ε_2 – в сечении, отстоящем на 100 мм от центрального) и период T основного тона радиальных колебаний. Описано состояние оболочки при отсутствии или наличии видимого макроразрушения в конечном деформированном состоянии.

Для численного исследования была выбрана оболочка [7] с наиболее полным набором необходимых для расчета данных и удобной для сравнения навивкой ($\varphi = 90^\circ$), когда число слоев не играет роли. В [7] также явно не заданы геометрические размеры исследуемой цилиндрической оболочки, но приведены значения массы заряда ВВ $m_3 = 0,134$ кг, относительной толщины стенки оболочки $100H/R_{\text{вн}} = 9,95\%$, параметра $\xi = M_{\text{ТНТ}}/M = 7,7 \cdot 10^{-3}$ и средней плотности материала оболочки $\rho = 1880$ кг/м³, где H – толщина стенки оболочки; $R_{\text{вн}}$ – ее внутренний радиус; M – масса оболочки длиной $4R_{\text{вн}}$; $M_{\text{ТНТ}}$ – масса заряда в тротиловом эквиваленте. Это дало возможность вычислить необходимые геометрические размеры оболочки: $R_{\text{вн}} = 0,152$ м; $H = 0,015$ м; наружный радиус $R_{\text{нар}} = 0,167$ м; длина $L = 4R_{\text{вн}} = 0,608$ м. Цилиндр изготовлен намоткой на технологическую оправку ленты из стеклянных нитей (марка ВМПС), пропитанных эпоксидным связующим (марка ЭДТ-10). Величина $M_{\text{ТНТ}}$ найдена по методике, описанной в [8], и составляет 0,15142 кг. Заряд размещался в центре оболочки.

В работе [7] по методике [9], зная физические и механические характеристики стекловолокна, связующего и объемное содержание стекловолокна в материале $\vartheta_{\text{в}}$ [7, 10], были рассчитаны упругие характеристики КМ (табл. 1). При этом $\vartheta_{\text{в}}$ определяли из формулы

$$\rho = \rho_{\text{в}}\vartheta_{\text{в}} + \rho_{\text{м}}(1 - \vartheta_{\text{в}}),$$

где ρ – плотность КМ (стеклопластика); $\rho_{\text{в}} = 2540$ кг/м³, $\rho_{\text{м}} = 1230$ кг/м³ – плотность стекловолокна и эпоксидной смолы (матрицы) соответственно [10]. Для рассматриваемого случая имеем $\vartheta_{\text{в}} = 0,496$.

Для проведения численных расчетов для транслопного материала, отвечающего всем имеющимся в ППП критериям прочности, дополнительно необходимо тем или иным способом определить модули упругости, сдвига и коэффициенты Пуассона, а также пределы прочности и значения предельных деформаций при растяжении, сжатии вдоль главных осей анизотропии и сдвиге в главных плоскостях материала. Методика, описанная в [9], не позволяет этого сделать.

Для определения указанных характеристик материала, располагая удельной массой волокон и плотностью композита, а также справочными данными для основных механических характеристик нитей ВМПС и связующего ЭДТ-10 [7, 10], с помощью отобранных аналитических методик [11], а именно: правила смесей и ССА, которые наиболее точно моделируют механические характеристики стеклокомпозитов, были рассчитаны недостающие постоянные КМ (как упругие, так и прочностные). Полученные путем расчета механические характеристики материала приведены в табл. 1.

В табл. 1 и ниже приняты следующие обозначения: E , E' – модули Юнга в плоскости изотропии и в направлении волокон соответственно; G' – модуль сдвига в плоскости, параллельной волокнам; ν , ν' – коэффициенты Пуассона в плоскости изотропии и в плоскости, параллельной волокнам; σ'_t , σ'_c – пределы прочности при растяжении и сжатии в направлении волокон; σ_t , σ_c – пределы прочности при растяжении и сжатии в плоскости изотропии; τ' – предел прочности при сдвиге в плоскости, параллельной волокнам; τ – предел прочности при сдвиге в плоскости изотропии; ε'_t , ε'_c – предельные деформации растяжения и сжатия в направлении

волокон; ε_t , ε_c – предельные деформации растяжения и сжатия в плоскости изотропии; γ' , γ – предельные деформации сдвига в плоскости, параллельной волокнам, и в плоскости изотропии соответственно.

Располагая предельными значениями напряжений, с использованием закона Гука для трансотропного тела [12] определены предельные значения деформаций ε'_t , ε'_c , ε_t , ε_c , γ' , γ . При этом принималось во внимание, что КМ работает в упругой области вплоть до разрушения.

С учетом приведенных в табл. 1 данных для численного расчета были приняты такие параметры КМ: $\rho = 1880 \text{ кг/м}^3$; $E' = 37900 \text{ МПа}$; $E = 8900 \text{ МПа}$; $G' = 2840 \text{ МПа}$; $\nu' = 0,28$; $\nu = 0,36$; $\sigma'_t = 1831 \text{ МПа}$; $\sigma'_c = 634 \text{ МПа}$; $\sigma_t = 36,75 \text{ МПа}$; $\sigma_c = 193 \text{ МПа}$; $\tau' = 63,1 \text{ МПа}$; $\varepsilon'_t = 4,83\%$; $\varepsilon'_c = 1,67\%$; $\varepsilon_t = 0,41\%$; $\varepsilon_c = 2,14\%$; $\gamma' = 1,11\%$; $\gamma = 0,74\%$.

Т а б л и ц а 1

Механические характеристики нити, связующего и КМ ВМПС/ЭДТ-10

Механические характеристики	Нить ВМПС	Связующее ЭДТ-10	Расчет по методике [9]	Расчет по методикам [11]
E' , ГПа	73	2,9	37,9	38,6
E , ГПа	73	2,9	8,9	8,3
G' , ГПа	–	–	–	2,84
ν'	0,2	0,4	0,28	0,29
ν	–	–	–	0,36
σ'_t , МПа	3500	75	–	1831
σ'_c , МПа	1145	160	–	634
σ_t , МПа	–	–	–	36,75
σ_c , МПа	–	–	–	193
τ' , МПа	–	51	–	63,1
ρ , г/см ³	2,54	1,23	1,88	1,9

Прочностные характеристики КМ удовлетворяют условию инвариантности в плоскости изотропии, а также необходимым и достаточным условиям устойчивости для квадратичных критериев прочности [2, 13].

Поскольку угол наливки всех слоев оболочки одинаковый (90°), при расчетах принимали, что цилиндр однослойный. Импульсное давление определялось посредством такого же алгоритма, что и LS-DYNA Load Blast в коммерческом пакете LS-DYNA. Этот алгоритм показал высокую точность моделирования при сравнении с данными эксперимента [14]. Решалась двухмерная осесимметричная краевая задача. Для оценки прочности использовали критерии прочности максимальных напряжений, максимальных деформаций, Хофмана и обобщенный критерий Мизеса.

Проводили сравнение экспериментальных и численных данных по максимальной окружной деформации в двух сечениях оболочки, периоде основного тона радиальных колебаний T и максимальной скорости окружной деформации $\dot{\varepsilon}$ (табл. 2). Согласно данным [7] погрешность в определении указанных величин, а также средней плотности композитного материала не превышает 10%.

Т а б л и ц а 2

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных

Метод расчета	$\varepsilon_1, \%$	$\varepsilon_2, \%$	$T, \text{мкс}$	$\dot{\varepsilon}, \text{с}^{-1}$
Разработанный ППП	$\frac{1,15}{0,95}$	$\frac{0,6}{0,5}$	$\frac{230}{227}$	$\frac{150}{165}$
	$\frac{1,14}{0,95}$	–	$\frac{211}{227}$	–

Примечание. Здесь и в табл. 4–7 под чертой приведены экспериментальные результаты, над чертой – численные.

Погрешность результатов расчета $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dot{\varepsilon}$ и T составляет соответственно 21, 20, 9 и 1,3 %.

Экспериментально у оболочки после нагружения на наружной поверхности в центральном сечении были обнаружены кольцевые трещины. Расчет также показал превышение прочности в некоторые моменты времени в этом сечении по всем используемым в ППП критериям разрушения.

Вариант 2. В [15] экспериментально исследована динамическая деформируемость и прочность цилиндрических оболочек из базальтопластика и базальтопластика с внутренним слоем из малоуглеродистой стали (металлопластик) при однократном внутреннем взрывном нагружении. По результатам экспериментов определяли максимальную окружную деформацию растяжения в центральном сечении ε_1 и время ее достижения τ_1 , максимальную окружную деформацию сжатия в центральном сечении ε_1 , период основного тона радиальных колебаний T и др. Анализировался также характер повреждений оболочки и проводились ее обмеры.

Для расчета был выбран опыт 1 из табл. 2 работы [15]. Исследовали композиционную оболочку со следующими геометрическими параметрами: $R_{\text{вн}} = 0,075$ м; $H = 0,0067$ м; $R_{\text{нар}} = 0,0817$ м; $L = 4R_{\text{вн}} = 0,3$ м; углы армирования $\varphi \approx 90^\circ$ (кольцевое) и $\pm 35^\circ$ с чередованием семи двойных кольцевых слоев и семи двойных спиральных (соотношение толщин 1:1). Испытывали оболочки из базальтопластика РБ9-1200/ЭДТ-10, изготовленные методом мокрой намотки комплексных базальтовых нитей с последующей термообработкой, необходимой для полимеризации связующего. Масса оболочки 2,054 кг, при взвешивании погрешность составляет не более 1% [15]. Масса заряда ВВ $M_{\text{ВВ}} = 0,0238$ кг (в тротиловом эквиваленте $M_{\text{ТНТ}} = 0,0269$ кг).

Для всех экспериментально определенных механических характеристик базальтопластика [15] указаны минимальное, максимальное и среднее их значения из серии испытаний.

В настоящих расчетах принимали минимальные значения механических характеристик из следующих соображений:

данные табл. 2 и 3 [15] содержат сведения о геометрии оболочки и ее массе, что позволяет рассчитать плотность КМ (2030 кг/м^3);

с помощью аналитических методик, наиболее точно описывающих свойства однонаправленных волокнистых КМ из стеклопластиков [11], зная плотности КМ, связующего и волокон, было определено массовое (23%) содержание связующего в диапазоне 14,45...23,24%, который указан в [15] для образцов, использованных в экспериментах. Базальтопластик с массовой долей связующего 23% практически соответствует материалу образцов [15] с минимальными упругими характеристиками. Упругие и прочностные характеристики используются из [15] и представлены в системе СИ в табл. 1.

Для численного расчета необходимо дополнительно определить модуль сдвига или коэффициент Пуассона в плоскости, перпендикулярной плоскости армирования (плоскости изотропии), а также предел прочности при сдвиге в плоскости изотропии. Для прогнозирования упругих характеристик использовали методику ССА. Предел прочности при сдвиге τ в плоскости изотропии определяли из условий инвариантности для квадратичных критериев разрушения [2, 13]. Так, по обобщенному критерию Мизеса он составляет 45,1 МПа, по Хофману – 39,1 МПа. Поскольку в приложениях критерий Мизеса применяют чаще, чем критерий Хофмана, при расчетах по критериям максимальных напряжений и максимальных деформаций полагали $\tau = 45,1$ МПа.

При численном исследовании базальтопластика РБ9-1200/ЭДТ-10 приняты такие параметры: $\rho = 2030$ кг/м³; $E' = 50800$ МПа; $E = 13900$ МПа; $G' = 5625$ МПа; $\nu' = 0,267$; $\nu = 0,35$; $\sigma'_t = 1097$ МПа; $\sigma'_c = 629$ МПа; $\sigma_t = 47,8$ МПа; $\sigma_c = 127,4$ МПа; $\tau' = 40,57$ МПа; $\tau = 45,1$ МПа; $\epsilon'_t = 2,16\%$; $\epsilon'_c = 1,24\%$; $\epsilon_t = 0,34\%$; $\epsilon_c = 0,92\%$; $\gamma' = 0,36\%$; $\gamma = 0,44\%$.

Для выбранного намоточного композита в [15] не указано точное количество слоев и порядок их чередования. Задано, как уже отмечалось, только соотношение толщин слоев с различным углом навивки.

Анализ показывает, что при численном расчете большого количества тонких слоев и моделировании каждого слоя отдельно время счета может быть значительным. Поэтому с точки зрения экономичности и точности важно найти возможность замены реального (обычно значительного) количества слоев меньшим их количеством с сохранением соотношения толщин слоев с различным углом навивки и оценить влияние порядка расположения слоев в пакете на точность расчета.

В расчетах (все варианты) фиксировался размер элементов разбиения, определяемый из условия разбиения наименьшего по толщине слоя на два элемента по толщине и отношении толщины элемента к его ширине 1:2, которое принимается дальше. Отметим, что толщина слоя с углом навивки 90° в два раза больше, чем толщина слоя с углами навивки 35 и –35°.

Результаты расчетов приведены в табл. 3. Порядок чередования слоев указан от внутреннего к наружному по толщине цилиндра. Для сравнения там же приведено экспериментальное значение ϵ_1 из [15]. Причем для схем армирования № 1, 2, 3, 4 количество элементов по толщине пакета не изменяется (24), а по толщине самых тонких слоев равно 6, 6, 3 и 2 соответственно. Для схемы армирования № 2 под чертой приведены данные расчета при разбиении каждого тонкого слоя на два элемента по толщине.

Т а б л и ц а 3

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных для разных схем армирования

№ схемы армирования	φ , град	ϵ_1 , %
1	90/35/–35	1,850
2	35/–35/90	<u>1,878</u> 1,890
3	Два набора 35/–35/90	1,855
4	Три набора 35/–35/90	1,850
Эксперимент		2,200

Из табл. 3 видно, что наиболее близкие значения к данным эксперимента получены по схеме армирования № 2. При этом количество наборов пакетов из трех слоев с такой схемой армирования слабо влияет на результат, при этом время счета с уменьшением количества элементов в слоях в 3×3 раза уменьшается в 27 раз.

Проводили также расчеты для однослойного цилиндра с близкими к 90° углами армирования. В диапазоне угла армирования $85 \dots 90^\circ$ погрешность определения окружной деформации не превышает 0,8%, окружных напряжений – 1,6%. Поэтому дальше угол окружного армирования принимался равным 90° .

В табл. 4 приведены результаты сравнения численных и экспериментальных результатов. При расчете использовалось разбиение на два элемента по толщине самого тонкого слоя.

Т а б л и ц а 4

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных для схемы армирования № 2

Материал	$\varepsilon_1, \%$	$\bar{\varepsilon}_1, \%$	$\dot{\varepsilon}, \text{c}^{-1}$	$\tau_1, \text{мкс}$	$T, \text{мкс}$
Базальтопластик 35/–35/90	<u>1,878</u>	<u>1,66</u>	<u>673</u>	<u>41,0</u>	<u>123</u>
	2,200	1,10	597	45,1	123

Как видно из данных табл. 4, точность численного определения максимальных окружных деформаций растяжения, сжатия и скорости деформации в среднем сечении оболочки, а также времени достижения максимального значения деформации составляет 14,6, 50,9, 12,7 и 9% соответственно. Расхождения между численными и экспериментальными данными по периоду радиальных колебаний оболочки не наблюдалось.

При проведении эксперимента на внутренней поверхности оболочки отмечалось отслоение материала толщиной 1,2 мм [15]. Расчет также показал, что согласно используемым в ППП критериям разрушения в некоторые моменты времени прочность в этом месте оболочки может нарушаться.

Вариант 3. Для расчета использовали композитную оболочку со следующими параметрами (опыт 1 из табл. 3 [15]): $R_{\text{вн}} = 0,14775 \text{ м}$; $R_{\text{нар}} = 0,16122 \text{ м}$; $H = 0,01347 \text{ м}$; $L = 0,6 \text{ м}$; $\varphi \approx 90$ и $\pm 35^\circ$ с чередованием 14,5 двойных кольцевых слоев и 10 двойных спиральных. Относительные толщины слоев с разными углами навивки соотносятся как 10:10:29. Масса заряда взрывчатого вещества $M_{\text{ВВ}} = 0,135 \text{ кг}$ (в тротиловом эквиваленте $M_{\text{ТНТ}} = 0,15255 \text{ кг}$). Масса оболочки 15,75 кг, т.е. плотность КМ равна 2010 кг/м^3 , массовое содержание связующего 24%, что практически соответствует материалу образцов [15] с минимальными упругими характеристиками. Поэтому в расчетах использовали те же характеристики базальтопластика, что и в варианте 2. Как видно из табл. 5, расхождение между результатами расчетов и экспериментов по $\varepsilon_1, \bar{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}, \tau_1$ и T составляет соответственно 5,44; 47,7; 6,8; 3,6 и 0,8%.

Т а б л и ц а 5

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных

Материал	$\varepsilon_1, \%$	$\bar{\varepsilon}_1, \%$	$\dot{\varepsilon}, \text{c}^{-1}$	$T_1, \text{мкс}$	$T, \text{мкс}$
Базальтопластик 35/–35/90	<u>1,39</u>	<u>1,27</u>	<u>250</u>	<u>72,3</u>	<u>243</u>
	1,47	0,86	234	75,0	245

Эксперименты показали, что оболочка не имела видимых повреждений. Расчеты по критериям максимальных напряжений, максимальных деформаций, а также по критерию Хофмана свидетельствуют о нарушении прочности, тогда как по обобщенному критерию Мизеса прочность не превысила предельного значения (единица).

Вариант 4. Рассматривали металлокомпозитную оболочку со следующими параметрами $R_{вн} = 0,07501$ м; $R_{нар} = 0,0818$ м; $H = 0,00679$ м; $L = 4R_{вн} = 0,3$ м. Внутрь базальтопластиковой оболочки вставляли оболочку из малоуглеродистой стали толщиной 1 мм. Оболочка получена сворачиванием в цилиндр листа и сваркой в стык. Марка стали в [15] не указана. Там же отмечено, что выбранный наружный диаметр стальной оболочки обеспечивал минимальный зазор относительно внутреннего диаметра базальтопластиковой оболочки. Величина зазора при этом также не указана. Схема армирования базальтопластиковой части оболочки – чередование двойных спиральных слоев с углом армирования $\varphi = \pm 35^\circ$ и кольцевого слоя с углом $\varphi = 90^\circ$ при соотношении толщин 1:1:2. Материал композитной части оболочки – базальтопластик РБ9-1200/ЭДТ-10. Общая масса оболочки составляет 3,135 кг, масса стальной части оболочки – 1,099 кг, масса композитной части – 2,036 кг, т.е. плотность КМ равна $2,03$ кг/м³, массовое содержание связующего – 22,9%, что практически соответствует материалу образцов [15] с минимальными упругими характеристиками. Поэтому в расчетах использовали те же характеристики базальтопластика, что и в варианте 2. В тротиловом эквиваленте масса заряда $M_{ТНТ} = 0,034$ кг. В качестве материала стальной оболочки при расчете использовали малоуглеродистую сталь марки Ст. 3 со следующими характеристиками: $\rho = 7830$ кг/м³; $E = 202000$ МПа; $\nu = 0,3$; предел текучести $\sigma_T = 210$ МПа [16].

Цилиндр по толщине разбивали на элементы по слоям от внутреннего к наружному, соответственно принято 4/5/5/14 ячеек.

Результаты расчетов и экспериментов приведены в табл. 6.

Т а б л и ц а 6

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных

Металлокомпозит	$\varepsilon_1, \%$	$\bar{\varepsilon}_1, \%$	$\tau_1, \text{мкс}$	$\dot{\varepsilon}, \text{с}^{-1}$
Базальтопластик	<u>1,73</u>	<u>1,3</u>	<u>45</u>	<u>544</u>
Сталь Ст. 3 (35/-35/90)	1,72	0,86	42,1	592

Погрешность определения максимальных окружных деформаций растяжения, сжатия, времени достижения максимального значения деформации и скорости деформации составляет соответственно 0,5; 51,2; 6,8 и 8,1%.

Для рассмотренной оболочки имели место существенные остаточные пластические деформации внутреннего стального цилиндра [15], что отмечалось и в расчете. При этом прочность КМ нарушалась согласно всем используемым критериям разрушения.

Вариант 5. В работе [17] экспериментально исследовано деформирование и разрушение стеклопластиковых оболочек. Намоточные цилиндры имели комбинированную схему армирования с чередованием двойных спиральных ($\varphi = \pm 45^\circ$) и кольцевого ($\varphi = 90^\circ$) слоев с соотношением толщин 1:1:2. В ходе исследования образцы обмеряли и взвешивали. В результате проведенных экспериментов определены максимальная окружная деформация ε_1 , максимальная скорость окружной деформации $\dot{\varepsilon}$ и периоды основного тона радиальных и осевых колебаний. Оболочка имела такие геометрические размеры: $R_{вн} = 0,15$ м; $H = 0,00736$ м; $L = 4R_{вн} = 0,6$ м. Материал оболочки – стеклопластик РВМН-10-1260-80/ЭДТ-10, экспериментально

определенные характеристики которого взяты из работ [15, 17]: $\rho = 1979 \text{ кг/м}^3$; $E' = 53900 \text{ МПа}$; $E = 8860 \text{ МПа}$; $G' = 4978 \text{ МПа}$; $\nu' = 0,276$; $\nu = 0,353$; $\sigma'_t = 1470 \text{ МПа}$; $\sigma'_c = 389 \text{ МПа}$; $\sigma_t = 26,2 \text{ МПа}$; $\sigma_c = 70,5 \text{ МПа}$; $\tau' = 35 \text{ МПа}$; $\tau = 24,8 \text{ МПа}$ (по Хофману $21,5 \text{ МПа}$); $\varepsilon'_t = 2,73\%$; $\varepsilon'_c = 0,72\%$; $\varepsilon_t = 0,3\%$; $\varepsilon_c = 0,8\%$; $\gamma' = 0,35\%$; $\gamma = 0,38\%$. При этом не приведенные в [15, 17] данные определены так же, как и в варианте 1. Масса заряда в тротиловом эквиваленте $0,0237 \text{ кг}$. Полагали, что оболочка трехслойная. Использовали разбиение ее по толщине по слоям от внутреннего к наружному на $4/4/8$ ячеек.

Результаты расчетов и экспериментов представлены в табл. 7.

Т а б л и ц а 7

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных

Материал	$\varepsilon_1, \%$	$T, \text{ мкс}$	$\bar{T}, \text{ мкс}$	$\dot{\varepsilon}, \text{ с}^{-1}$
Стеклопластик РВМН	$\frac{0,56}{0,45}$	$\frac{225}{215...245}$	$\frac{461}{450...495}$	$\frac{115}{108}$
со схемой армирования 45/–45/90				

Примечание. \bar{T} – период основного тока осевых колебаний.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных по максимальной окружной деформации растяжения и скорости деформации свидетельствует о том, что различие между ними составляет 24 и 6,5% соответственно, расчетные периоды основного тона радиальных и осевых колебаний находятся в диапазоне соответствующих периодов для ряда подобных экспериментально исследованных оболочек.

При проведении эксперимента видимых разрушений в рассматриваемой оболочке не обнаружено, в то время как результаты расчета показали, что условие прочности было нарушено по всем используемым в ППП критериям разрушения.

Отметим, что в выбранных экспериментах использовали заряды ВВ с наименьшей массой. При этом имеют место минимальные значения ε_1 , отсутствие разрушений по оценкам [15] и одни из наибольших наборов экспериментальных данных для сравнения. Малые значения ε_1 практически не приводят к существенным разрушениям материала и, следовательно, к изменению его свойств в процессе деформирования. Отсюда следует ожидать малые погрешности численного определения НДС и прочности с использованием разработанного ППП, в котором в процессе деформирования свойства КМ не меняются. Это главным образом относится к первой четверти периода колебаний. Расчеты максимальной окружной деформации на наружной поверхности оболочки в месте расположения заряда показали, что расхождение с экспериментом не превышает 24%. Причем расчетные данные меньше, чем полученные экспериментально. При численном расчете оболочка более жесткая, так как не учитывается изменение свойств материала при разрушении в процессе деформирования. Иная ситуация наблюдается при сжатии материала. Расхождения результатов по $\bar{\varepsilon}_1$ весьма существенные, что обусловлено, в частности, разрушением материала.

Вариант 6. В [18] были проведены численные расчеты с использованием пакета LS-DYNA базальтопластиковой оболочки, подобной по геометрии, материалу и условиям нагружения оболочке из [15] (опыт 1 из табл. 3), и сравнение их с данными эксперимента. Заданы размеры оболочки, соотношения толщин армированных слоев, углы армирования и порядок их размещения. Физические и механические характеристики базальтопластика не приведены. Необходимые для расчета с помощью разработанного ППП характеристики базальтопластика РБ9-1200/ЭДТ-10 использова-

ли из варианта 3, где расчеты проводили для опыта 1 из табл. 3 [15]: $\rho = 2030 \text{ кг/м}^3$; $E' = 50800 \text{ МПа}$; $E = 13900 \text{ МПа}$; $G' = 5625 \text{ МПа}$; $\nu' = 0,267$; $\nu = 0,35$; $\sigma'_t = 1097 \text{ МПа}$; $\sigma'_c = 629 \text{ МПа}$; $\sigma_t = 47,8 \text{ МПа}$; $\sigma_c = 127,4 \text{ МПа}$; $\tau' = 40,57 \text{ МПа}$; $\tau = 45,1 \text{ МПа}$; $\varepsilon'_t = 2,16\%$; $\varepsilon'_c = 1,24\%$; $\varepsilon_t = 0,34\%$; $\varepsilon_c = 0,92\%$; $\gamma' = 0,36\%$; $\gamma = 0,44\%$.

Исследовали оболочки со следующими геометрическими размерами и параметрами армирования: $R_{\text{нар}} = 0,16122 \text{ м}$; $L = 0,6 \text{ м}$; $H = 0,01347 \text{ м}$. Углы армирования слоев 35/–35/90 толщиной 3,8/3,8/5,9 мм от внутреннего слоя к наружному соответственно. Масса заряда $M_{\text{ТНТ}} = 0,135 \text{ кг}$ в тротиловом эквиваленте.

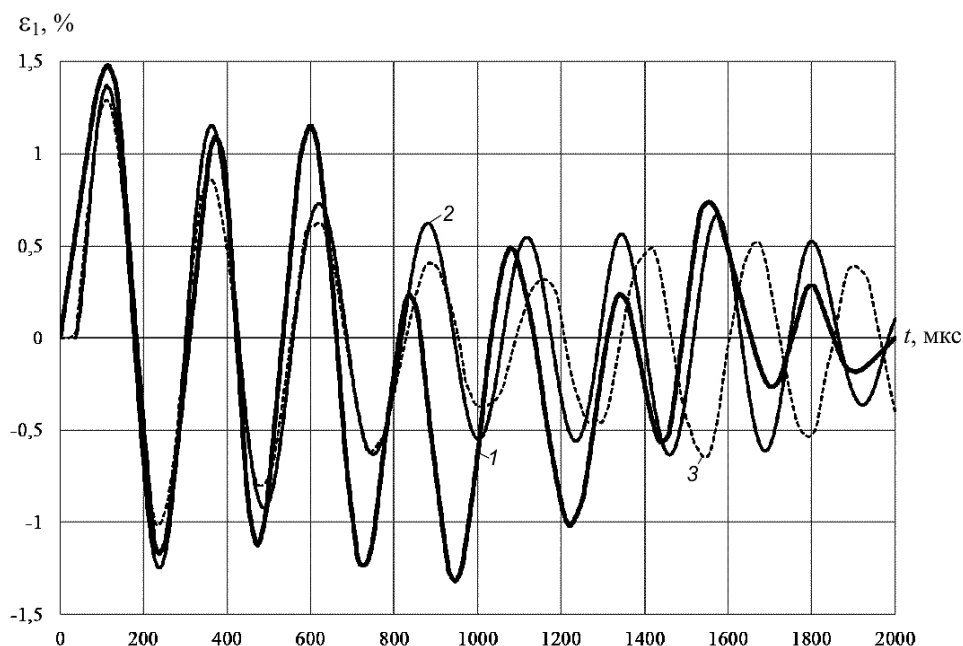
По результатам расчетов определяли максимальную окружную деформацию в центральном сечении, время ее достижения и период основного тона радиальных колебаний. Теоретические и экспериментальные результаты представлены в табл. 8 и на рисунке.

Т а б л и ц а 8

Сравнительный анализ численных и экспериментальных данных

Способ получения данных	$\varepsilon_1, \%$	$\tau_1, \text{ мкс}$	$T, \text{ мкс}$
Эксперимент	1,470	75,0	245
Расчет [18]	1,290 (13)	74,0 (1,3)	249 (1,6)
Расчет ППП	1,369 (6,87)	76,0 (1,3)	246 (0,4)

Примечание. В скобках приведена погрешность в %.



Изменение окружной деформации наружной поверхности цилиндра в среднем сечении во времени: 1 – данные эксперимента; 2 – ППП; 3 – [18].

Расчеты показали, что условия прочности были нарушены по всем критериям разрушения.

Выводы

1. Результаты численных расчетов с использованием разработанного в Институте проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины ППП по определению НДС на первой четверти периода колебаний оболочки хорошо согласуются с известными экспериментальными и численными данными для всех шести вариантов расчета. Погрешность определения максимальной окружной деформации растяжения наружной поверхности центрального сечения оболочки не превышает 24%, времени ее достижения – 9%, максимальной скорости окружной деформации точек наружной поверхности центрального сечения оболочки – 12,7%, периода основного тона радиальных колебаний – 1,3%. При этом экспериментальные значения всегда больше теоретических. Это свидетельствует об адекватности замены реального намоточного композита сплошной транслопной средой, косвенно подтверждает выводы о точности предсказания отобранными в [11] аналитическими зависимостями механических и прочностных свойств стеклокомпозитов и базальтопластиков, которые исследованы в этой работе, а также малые погрешности экспериментального определения механических и прочностных свойств материалов. Поскольку известные критерии разрушения, в том числе и применяемые в ППП, основаны на НДС, высокая точность определения НДС с помощью ППП позволяет, при адекватном описании тем или иным критерием начального разрушения, хорошо моделировать этот процесс.

2. В результате расчета максимальной окружной деформации сжатия на втором полупериоде радиальных колебаний оболочки получена существенная погрешность относительно известных экспериментальных данных. Максимальное значение такой погрешности составляет 51,2%. Обусловлено это тем, что для всех вариантов расчетов с помощью ППП имело место разрушение композита по всем используемым в нем критериям разрушения. Это привело к тому, что реальный материал оболочки, по крайней мере со времени достижения максимальной окружной деформацией растяжения наружной поверхности центрального сечения оболочки на первом полупериоде предельной величины, работал при последующем деформировании в разрушенном состоянии, его сплошность нарушалась, изменялись механические характеристики. Материал в действительности был менее жестким, чем при расчете. Во всех случаях экспериментальные значения максимальной окружной деформации растяжения на наружной поверхности центрального сечения оболочки были больше численных.

3. Численно установлены возможность замены реального многослойного композита многослойной средой с минимальным количеством слоев при соблюдении соотношения толщин слоев с тем или иным углом навивки и слабое влияние порядка расположения слоев в пакете на точность результатов расчета.

4. Показана работоспособность применяемых в ППП критериев начального разрушения для трехосного НДС. Вместе с тем используемые в экспериментах данные о разрушении оболочек (наличие хотя бы одной видимой макротрещины) не позволяют экспериментально определить начало разрушения. Поэтому сравнение теоретических и экспериментальных данных по начальному разрушению не проводилось. Теоретически анализируемые экспериментальные исследования позволяют визуально определить разрушение в конце процесса деформирования. Численно смоделировать это можно, применяя модели прогрессирующего разрушения.

5. Численные расчеты свидетельствуют о незначительном расхождении значений периода колебаний, определяемых с момента начала деформирования через четверть и половину периода от начала (погрешность не превышает 4%).

Резюме

Наведено порівняння чисельних результатів, отриманих із використанням розробленого в Інституті проблем міцності ім. Г. С. Писаренка НАН України пакета при-

кладних програм розрахунку напружено-деформованого стану і міцності багатощарових композитних циліндрів і сфер при внутрішньому імпульсному навантаженні, з відомими теоретичними й експериментальними даними для ряду композитних і металокомпозитних циліндрів за внутрішнього осесиметричного вибуху.

1. *Лепихин П. П., Ромащенко В. А., Бейнер О. С. и др.* Программа численного расчета динамического напряженно-деформированного состояния и прочности полых многослойных анизотропных цилиндров и сфер. Сообщ. 1. Описание программы // Пробл. прочности. – 2015. – № 2. – С. 38–47.
2. *Лепихин П. П., Ромащенко В. А.* Прочность неоднородных анизотропных полых цилиндров при импульсном нагружении. – Киев: Наук. думка, 2014. – 232 с.
3. *Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г.* Критерии выбора композитных материалов для оболочечных конструкций, локализирующих взрыв (обзор) // Физика горения и взрыва. – 2005. – № 5. – С. 3–13.
4. *Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г.* Влияние структуры армирования ориентированных стеклопластиков на прочность круговых цилиндрических оболочек // Механика композитных материалов. – 1991. – № 4. – С. 631–640.
5. *Абросимов Н. А., Елесин А. В.* Численный анализ влияния структуры армирования на динамическое поведение композитных цилиндрических оболочек при взрывном нагружении // Пробл. прочности и пластичности. – 2012. – № 74. – С. 78–83.
6. *Ромащенко В. А., Бабич Ю. Н., Бахтина Е. В.* Оценка прочности композитных и металокомпозитных цилиндров при импульсном нагружении. Сообщ. 2. Численная оценка прочности многослойных цилиндров конечной длины при внутреннем взрыве // Пробл. прочности. – 2012. – № 5. – С. 56–68.
7. *Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Шитов А. Т.* Прочность цилиндрических оболочек из стеклопластика различной структуры при нагружении взрывом // Физика горения и взрыва. – 1989. – № 4. – С. 108–115.
8. *Орленко Л. П.* Физика взрыва и удара: Уч. пособие для вузов. – М.: Физматлит, 2006. – 304 с.
9. *Проектирование*, расчет и испытание конструкций из композиционных материалов: Тр. ЦАГИ им. Н. Е. Жуковского. – М., 1973. – Вып. 1. – 26 с.
10. *Гуляев Г. М.* Структура и свойства полимерных волокнистых композитов. – М.: Химия, 1981. – 330 с.
11. *Бахтина Е. В.* Выбор аналитических методик для определения механических характеристик однонаправленных композиционных материалов на основе стекловолокон // Пробл. прочности. – 2014. – № 1. – С. 80–88.
12. *Лехницкий С. Г.* Теория упругости анизотропного тела. 2-е изд. – М.: Наука, 1977. – 416 с.
13. *Лепихин П. П., Ромащенко В. А.* Методы и результаты анализа напряженно-деформированного состояния и прочности многослойных толстостенных анизотропных цилиндров при динамическом нагружении (обзор). Сообщ. 3. Феноменологические критерии прочности // Пробл. прочности. – 2013. – № 3. – С. 24–41.
14. *Spranghers K., Vasilakos I., Lecompte D., et al.*, Numerical simulation and experimental validation of the dynamic response of aluminum plates under free air explosions // Int. J. Impact Eng. – 2013. – 54. – P. 83–95.

15. Русак В. Н., Федоренко А. Г., Сырунин М. А. и др. Предельная деформируемость и прочность базальтопластиковых оболочек при внутреннем взрывном нагружении // Прикл. механика и техн. физика. – 2002. – № 1. – С. 186–195.
16. Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В. В. Справочник по сопротивлению материалов. – Киев: Дельта, 2008. – 816 с.
17. Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Иванов А. Г. Динамическая прочность цилиндрических оболочек из стеклопластика при многократном взрывном нагружении // Физика горения и взрыва. – 1997. – № 6. – С. 102–107.
18. Nelson S. Explosive testing of open cylinders for verification of composite properties used in computational analysis // ASME 2012 Verification and Validation Symposium (May 2–4, 2012, Las Vegas, NV). – 2012. – 88 p.

Поступила 02. 12. 2014