

КРИТЕРИИ ВЫБОРА КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ОБОЛОЧЕЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ, ЛОКАЛИЗУЮЩИХ ВЗРЫВ (ОБЗОР)

А. Г. Федоренко, М. А. Сырунин, А. Г. Иванов

РФЯЦ, ВНИИ экспериментальной физики, 607190 Саров, root@gdd.vniief.ru

На основе обобщения экспериментальных данных по динамической реакции и прочности простейших оболочек из волокнистых композитов обоснован выбор этих материалов для силовых оболочек взрывозащитных конструкций. Показаны преимущества использования композитов в таких конструкциях для исключения сильного масштабного эффекта энергетической природы, проявления которого ограничивают применение однородных металлических сплавов — конструкционных сталей.

Предложен и экспериментально обоснован критерий выбора типа волокон, установлены схемы армирования для обеспечения оптимальных по отношению «прочность — масса» композиций для оболочек силовых корпусов взрывозащитных контейнеров и камер.

Ключевые слова: взрыв, защита, оболочки, критерии, выбор, композит.

ВВЕДЕНИЕ

Для современного промышленного и транспортного оборудования характерны повышенная энергоемкость, крупные габариты, высокоинтенсивный, зачастую динамический и взрывной, характер нагружения (взрывозащитные сооружения, камеры и контейнеры, защитные оболочки атомных электростанций и т. п.). В этой связи актуальна задача поиска эффективных и надежных материалов силовых элементов оболочечных конструкций, обеспечивающих локализацию в своем объеме поражающих факторов взрыва.

Для обоснованного выбора материала, расчета напряженно-деформированного состояния и предельной несущей способности конструкции из этого материала необходимо знание его упругих и прочностных характеристик. Вопрос влияния масштаба на динамическую прочность конструкций является принципиальным, в особенности для крупногабаритных конструкций. Поэтому применение моделирования для удешевления отработки ответственных конструкций повышенной надежности и обоснование корректности использования результатов такого моделирования для натуральных конструкций из сталей требовали подтверждения в прямых экспериментах.

Результаты экспериментальных исследований [1–4] разномасштабных, геометрически подобных оболочечных корпусов сферической и цилиндрической геометрии из конструкци-

онных сталей при внутреннем взрывном нагружении (при заполнении полости водой и воздухом) однозначно указывают на возможность проявления сильного масштабного эффекта энергетической природы (МЭЭП) [5], что обуславливает снижение предельной величины удельной несущей способности ξ (отношение предельной массы ВВ, взрыв которого выдерживает оболочка, к ее массе) и деформируемости с геометрически подобным увеличением размеров оболочки. Проявления МЭЭП для стальных конструкций особенно усугубляются при переходе от цилиндрической формы оболочки к сферической [1, 2], что вызвано снижением пластичности и деформируемости оболочки при увеличении двухосности напряженного состояния и удельного запаса энергии упругой деформации. МЭЭП обусловлен тем, что при одинаковом упругом напряженном состоянии модели и природы запаса энергии упругой деформации пропорционален нагруженному объему, т. е. кубу множителя масштаба, а площадь поверхности трещины (или трещин), образующейся при разрыве, пропорциональна квадрату множителя масштаба. Данное обстоятельство не только затрудняет надежную отработку крупногабаритных конструкций на уменьшенных моделях, но и резко ограничивает их удельную несущую способность при увеличении габаритов сверх определенной величины (индивидуальной для каждого материала и зависящей от упругих свойств и коэффициента трещиностойкости). В случае взрывно-

го нагружения возможность проявления МЭЭП существенно повышается за счет роста запаса удельной упругой энергии, а также вследствие более высокой вероятности наличия исходных дефектов структуры и их образования в процессе интенсивного нагружения оболочки ударной волной взрыва и динамического деформирования.

Разработка и применение новых конструктивных материалов, в частности волокнистых композитов, позволяет разрешить проблему исклечения МЭЭП.

Эффективность композитов на основе высокопрочных волокон малого диаметра заключается в том, что им, как будет показано ниже, присуще важное свойство, отличающее их от однородных материалов, а именно отсутствие проявления МЭЭП, что заметно повышает надежность отработки таких конструкций на более дешевых, уменьшенных моделях и снижает материалоемкость крупногабаритных взрывостойких конструкций.

Таким образом, необходимость экспериментального исследования реакции и закономерностей разрушения оболочек из волокнистых композитных материалов при взрывном нагружении продиктована запросами практики и, в частности, стремлением повысить удельную прочность с тем, чтобы снизить массогабаритные параметры разрабатываемых взрывостойких камер и контейнеров. На возможность решения данной задачи указывают многочисленные примеры успешного и эффективного применения новейших композитных материалов в авиации, ракетной и космической технике, т. е. там, где массовая и геометрическая эффективность конструкций стоит на первом месте.

Несмотря на обилие исследований разнообразных композитных материалов при динамическом нагружении, нет достаточно полных данных по динамической прочности и рекомендаций по выбору проектных параметров конкретных материалов, их свойств и критериев разрушения для простейших оболочечных конструкций при внутреннем взрывном нагружении. Например, существует много работ по исследованию поведения оболочек при импульсных нагрузках (см., например, достаточно подробный обзор [6]), однако в них практически отсутствуют данные, касающиеся критериев выбора параметров композитных оболочек и их поведения в условиях импульсного нагружения.

Обзор основных результатов по динамической реакции и прочности простейших оболочек из волокнистых композитов приведен в работах [7, 8], где анализируются основные особенности поведения композитных оболочечных конструкций и показана возможность эффективного использования волокнистых композитов в качестве силового материала в ответственных взрывозащитных конструкциях. Наиболее полное освещение данной проблемы и пути ее успешного разрешения вплоть до создания надежно работающих взрывозащитных конструкций представлены в монографии [9]. Практическая реализация данного подхода изложена в работах [10–12].

Здесь рассмотрим основные работы, посвященные обоснованию критериев выбора композитных материалов для взрывозащитных оболочечных конструкций.

В [13] представлены результаты испытаний цилиндрических оболочек на взрывное нагружение изнутри. Внутренний радиус оболочек $R = 150$ мм, отношение толщины к радиусу $\delta/R = 8.5 \div 11.9$ %. Оболочки выполнены из ориентированного волокнистого композита с одинаковой схемой армирования мокрой намоткой лент из нитей стекловолокна (типа ВМ-1) и органоволокна СВМ с чередованием спиральных (угол намотки относительно образующей $\varphi_1 = \pm 45 \div 60^\circ$) и кольцевых ($\varphi_2 \approx 90^\circ$) слоев при отношении их толщин 1:1*. Показано, что повышение эластичности эпоксидного связующего (методом добавки в него каучука)

*Намотка проводится на станке с программным управлением лентами из стеклонитей или жгутов, пропитанных жидким связующим при прохождении соответствующей емкости с ним. Толщина слоев управляется шириной укладки заданного количества лент на оболочке. При намотке лент с одинаковой шириной трубчатые (цилиндрические) оболочки изготавливаются намоткой на достаточно длинную, слабо коническую стальную оправку (чтобы обеспечить снятие изделия с оправки) с углом $+\varphi$ в одном направлении прохода оправки и с возвратом вблизи конца оправки и намоткой в обратном проходе с углом $-\varphi$. Этот тип намотки спиральных слоев обеспечивает перекрестное переплетение лент. Для получения соотношения толщин спиральных и окружных слоев 1:1 (с углом $\varphi \approx 90^\circ$, отличие этого угла от 90° определяется отношением ширины ленты к радиусу оболочки) требуется два прохода в прямом и обратном направлениях с углами $+\varphi$ и $-\varphi$ и два прохода с приблизительно кольцевой намоткой и такой же плотностью укладки лент и нитей в них. Для получения соотношения 1:2.5 необходимы два прохода в прямом и обратном направлениях с углами $+\varphi$ и $-\varphi$ и пять проходов с приблизительно кольцевой намоткой и такой же плотностью укладки лент и нитей в них.

с повышением на порядок его предельной деформации растяжения ε (приблизительно с 4 до 40 %) слабо влияет на динамическое поведение и прочность композита. В дополнение к работе [14] показана основная роль высокомодульных волокон (как стеклянных, так и органических) в создании сопротивления композитной оболочки динамическому деформированию и разрушению.

Отметим, что динамическое и, в частности, импульсное нагружение, реализуемое при взрыве, когда время действия нагрузки существенно меньше длительности периода основного тона осесимметричной (или центрально-симметричной) реакции оболочки на нагрузку, вносит особенности в определение критерия выбора материала для минимизации материалоемкости конструкции.

Анализ работы импульсно нагруженной конструкции в [13] показал, что в данном случае критерием снижения материалоемкости для выбора линейно упругого волокна может служить не его удельная прочность, а произведение скорости звука в нем на предельную деформацию в динамических условиях растяжения (равное максимальной начальной радиальной скорости расширения кольцевого элемента, способного удержать себя от разрыва). Действительно, следуя [13] и принимая для оценок гипотезу «короткого удара» [15], получаем, что при воздействии центрально-симметричного импульса I на кольцевой элемент оболочки массой M его начальная кинетическая энергия $I^2/2M$ в конце фазы расширения переходит в потенциальную энергию упругой деформации элемента, т. е.

$$\frac{I^2}{2M} = \frac{E\varepsilon^2 M}{2\rho}, \quad (1)$$

где ε — предельная окружная деформация материала, ρ — плотность материала оболочки, E — окружной модуль упругости (для оболочки в зависимости от характера ее деформации в условиях взрывного нагружения необходимо брать приведенный окружной модуль E' , зависящий от E и коэффициентов Пуассона анизотропного материала заданной схемы армирования).

Приложенная удельная взрывная нагрузка характеризуется параметром $\xi \sim m_{\text{ВВ}}/M$ ($m_{\text{ВВ}}$ — масса взрывчатого вещества). Учитывая, что $I \sim m_{\text{ВВ}}$ [15], из (1) имеем

$$\xi \sim \sqrt{\frac{E}{\rho}}\varepsilon = c\varepsilon,$$

где c — окружная скорость звука. Из приведенных данных опытов следует, что предельная несущая способность композита в основном пропорциональна параметру $w = c\varepsilon$ волокон силовой основы.

Этот критерий позволяет объяснить результаты испытаний оболочек из композитных материалов на основе различных волокон, полученные в работах [14] (сравнение характеристик тканевых композитов на основе стекло- и углеволокон) и [13] (сравнение волокна СВМ, имеющего существенно более высокую удельную статическую прочность σ_p/ρ при вдвое большем диаметре, со стекловолокном; оказалось, что они близки как по величине удельной взрывной прочности, так и по значениям параметра w , равного 348 и 321 м/с соответственно; причем эти оценки были сделаны по известным статическим свойствам элементарного волокна).

Дополнительное подтверждение работоспособности этого критерия дано в [16] при исследовании оболочек одинаковых схем армирования и размеров из гибридных композитов, т. е. с комбинированием стекловолокна, органических волокон и углеволокон, в том числе в одном пакете от одного до трех типов волокна. В [16] получено, что добавление в слои из стекло- или органических волокон нитей высокомодульного углеволокон (с меньшими значениями ε и $c\varepsilon$) не позволяет повысить их удельную несущую способность по сравнению с материалами с армирующей основой только из стеклянных или органических волокон.

В работе [17] проведено изучение динамической реакции и несущей способности при внутреннем взрывном нагружении оболочек из ориентированного стеклопластика, армированных по одинаковой схеме лентами из ровингов на основе волокон марки ВМ-1, ВМП, Р и Х (ВМ-1, ВМП — волокна широкого применения, Р и Х — волокна экспериментальные). Для сравнения в [17] приведены результаты аналогичных испытаний оболочек из органоэпоксидного композита на основе волокна СВМ. Цилиндрические оболочки формировались комбинированной намоткой лент, пропитанных эпоксидным связующим ЭДТ-10, с чередованием двойных спиральных ($\varphi = \pm 45^\circ$) и кольцевых ($\varphi = 90^\circ$) слоев при соотношении их толщин 1:1. В опы-

тах использовали оболочки из стеклопластика и органопластика с внутренним радиусом $R = 150$ мм, длиной $4R$ и относительной толщиной стенок $\delta/R = 4.2 \div 6.0$ % (стеклопластиковые оболочки на основе волокон X имели $\delta/R = 2.5 \div 2.7$ %, органопластиковые — $\delta/R = 8.2 \div 8.6$ %).

Сведения о параметрах волокон в исследованных композитах даны в таблице. Более широко с учетом предложенного критерия сопоставлены различные минеральные и органические волокна в [11], где установлено, что порядок расположения материалов по росту удельной прочности, определяющий снижение материалоемкости при квазистатических нагрузках, существенно изменяется в случае динамического (взрывного) нагружения, когда необходимо использовать предложенный динамический критерий w . В частности, высокопрочная сталь многократно проигрывает стекловолокнам.

Из таблицы видно, что стекловолокна ВМ и ВМП по динамическому критерию w сопоставимы и даже имеют преимущество по сравнению с гораздо более дорогим органоволоконным СВМ, в то время как по квазистатическому критерию удельной прочности они проигрывают волокну СВМ приблизительно в 1.5 раза.

В работе [17] приведены результаты двух серий экспериментов, в которых взрывом в заполненной воздухом полости испытывались открытые цилиндрические оболочки разных типов, а также открытые цилиндрические стеклопластиковые оболочки, в которые с зазором не более 0.2 мм вставлялись стальные оболочки (сталь Ст. 20) с внутренним диаметром $2R_1 = 295$ мм, относительной толщиной $\delta_1/R_1 = 1.4$ % и длиной $4R$, причем отношение толщин оболочек составляло $0.2 \div 0.3$. На важность подкрепления слоя стеклопластика слоем пластичной стали с определенным отношением толщин с целью повышения удельной прочности, оцениваемой величиной ξ , впервые указано в [18].

Опыты [17] показали, что распределение удельной прочности по параметру ξ при взрывном нагружении полностью соответствует порядку, ожидаемому согласно критерию w для волокон. Наиболее высоким показателем удельной несущей способности характеризуются оболочки на основе стекловолокон ВМ-1 и ВМП, а оболочки на основе волокон Р и X уступают им на 25 и 45 % соответственно. Оболоч-

ки из органопластика близки к оболочкам из стеклопластика. Базальтопластиковые оболочки с близкой схемой армирования с подкрепляющим слоем стали незначительно уступают аналогичным оболочкам на основе высокомолекулярных стекловолокон [19].

Механизм разрушения оболочек на основе стекловолокон (ВМ, ВМП, Р и X), ведущих себя линейно-упруго вплоть до разрушения, аналогичен обнаруженному в [20] и связан с потерей динамической устойчивости радиальных осесимметричных колебаний центральной зоны оболочки при максимальной деформации первого расширения $\varepsilon_y \approx 3.1 \div 3.3$ %, которая заметно меньше предельной для волокна [21]. Этот эффект наиболее выражен для оболочек на основе волокна X с уменьшенной вдвое относительной толщиной, что качественно соответствует данным по стеклопластиковым оболочкам различной толщины на основе ткани [22]. В органопластиковых оболочках такой механизм разрушения не наблюдается вследствие резкого возрастания внутреннего трения в материале при деформациях, близких к разрушающим — $\varepsilon_y \approx 2.5 \div 2.6$ % (аналогично [13, 23, 24]). В опытах с двухслойными вариантами стеклопластиковых оболочек подтверждено повышение их удельной прочности и деформируемости аналогично [18]. В опытах с заведомым разрушением в первой фазе расширения получены следующие предельные окружные деформации оболочки: $\varepsilon_y = 3.3$ % (волокно X), 3.7 % (волокно Р), $4.55 \div 4.8$ % (волокно ВМП), $4.7 \div 5.2$ % (волокно ВМ-1, результат согласуется с [21, 23, 24]). Эти данные хорошо согласуются с данными таблицы по предельным деформациям соответствующих стекловолокон.

В работе [17] для большой совокупности экспериментальных данных был вычислен критерий динамической прочности w не для волокна, а для кольцевого направления исследуемого в оболочке композита. Полученные значения w в сопоставлении с расчетной удельной несущей способностью ξ испытанных оболочек (при заполнении их воздухом и обеспечении разрушения в первой фазе расширения вследствие превышения предельной окружной деформации композита ε_y) представлены на рис. 1.

Из рис. 1 видно, что совокупность всех данных по испытанным композитам на основе стекловолокон разных составов и схем армирования, включая композит на основе базальтоволокон [19], описывается с погрешностью ≈ 10 %

Физико-механические характеристики волокон [17, 19]

Характеристики	Марка волокна					
	ВМ-1	ВМП	Р	Х	СВМ	Базальт
Плотность ρ , кг/м ³	2 580	2 490	3 060	3 900	1 450	2 400
Диаметр волокна, мкм	10	10	10.8	9.3	30	9 ÷ 17
Разрушающее напряжение σ_p , МПа	4 200	4 400	3 780	3 880	3 700	3 325
Модуль Юнга, ГПа	95	94.75	99.3	100.9	125	≈ 70
Деформация перед разрушением ε , %	4.4 ÷ 4.8	4, 6 ÷ 5.4	3.8	3.85	2.96	4.75
Скорость звука c , м/с	6 070	6 170	5 696	5 087	9 285	5 400
Предельная скорость радиального расширения кольца $w = c\varepsilon$, м/с	267 ÷ 291	284 ÷ 333	216	196	275	257
Удельная прочность σ_p/ρ , 10 ⁶ Н·м/кг	1.63	1.77	1.24	0.99	2.55	1.39

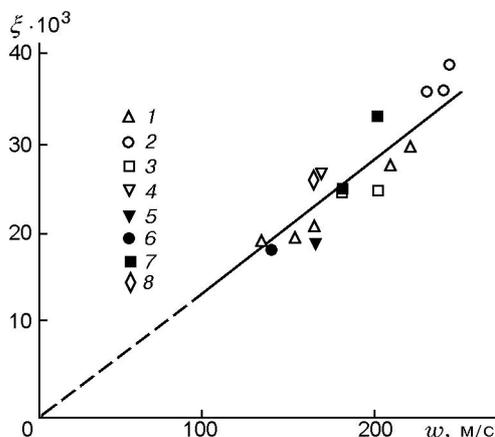


Рис. 1. Зависимость $\xi(w)$:

однослойные стеклопластиковые оболочки: 1 — данные [17] по разным волокнам; 2 — волокно ВМПС, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi = \pm 60$ и 90° соответствует соотношению толщин слоев 1:1, $\varphi = \pm 60$ и 90° — 1:2.5 [25]; 3 — ВМ-1, $\varphi = \pm 45$ и 90° при соотношении толщин 1:1 [26]; 4 — стеклоткань ТС-8/3-Т [20]; двухслойные (композит — сталь) оболочки (скорость звука вычислялась с учетом слоя стали как инертной массы, ввиду ее малого влияния на энергопоглощение): 5 — стеклоткань ТС-8/3-Т [18]; 6 — ВМ-1, $\varphi = \pm 35$ и 90° при соотношении толщин 2:1 [27]; 7 — ВМ-1, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi = \pm 45$ и 90° при соотношении толщин 2:1 [28]; 8 — базальтопластик — сталь, оценка по данным работы [19]

единой зависимостью: $\xi(w) = \text{const} \cdot w$, т. е. критерий w достаточно универсален.

Отсюда также следует, что для композитных силовых слоев импульсно-нагруженных оболочек наиболее предпочтительны высокомодульные волокна ВМ и ВМП. Из [11] следует, что еще более высоким значением данного критерия (на $\approx 30\%$ относительно волокон ВМ) обладают волокна из кварцевого стекла, однако они производятся в незначительных объемах. Более широко распространенные волокна из базальта [19] по критерию w уступают высокомодульным стекловолокнам не более чем на $10 \div 20\%$ (см. таблицу).

На прочность композита наряду с типом волокна влияет схема его армирования. Например, для стеклопластиков на основе ткани характерны жестко фиксированные переплетение нитей и соотношение плотностей их укладки в разных направлениях. Их применение ограничено технологическими трудностями использования тканей при создании намоточных оболочек, особенно оболочек двойной кривизны. Кроме этого, изогнутость и большая поврежденность волокон в ткани снижает резервы их прочности.

В этой связи для изготовления композитных сосудов давления гораздо большее применение находят ориентированные стеклопластики, создаваемые намоткой нитей (или лент из нитей или жгутов) на задающую форму оправку. Для таких композитов известны оп-

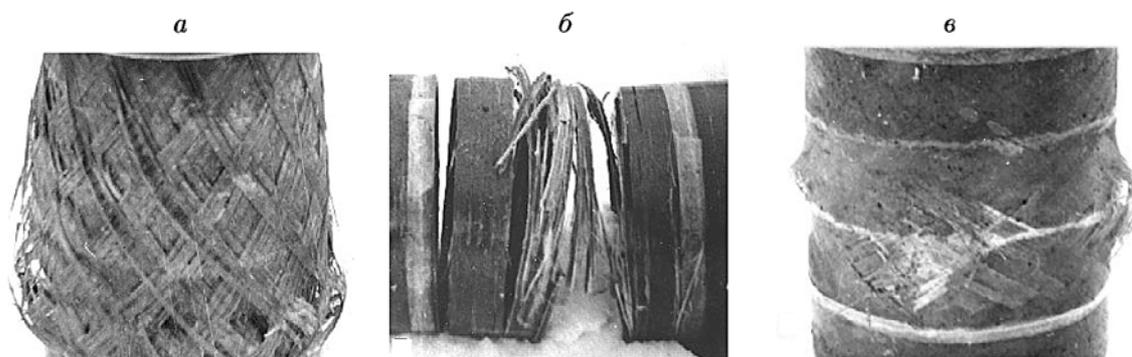


Рис. 2. Вид разрушенных оболочек с различной структурой армирования [26, 30]

тимальные схемы армирования сосудов, работающих при квазистатических нагрузках. Так, цилиндрические замкнутые оболочки при внутреннем квазистатическом давлении имеют вполне определенный оптимальный угол укладки волокон относительно образующей, минимизирующий массу оболочки [29]. Для динамических условий нагружения напряженно-деформированное состояние оболочки является сложной функцией координат и времени, и задача оптимизации структуры армирования, по-видимому, теоретически еще не решена.

В [25] проведен поиск оптимальной схемы армирования стеклопластиковых оболочек, образованных намоткой нитями (или лентами из нитей). Исследовались в основном оболочки радиусом $R = 150$ мм, длиной $4R$, относительной толщиной $\delta/R = 9.3 \div 10.9$ % при спиральном и кольцевом армировании с чередованием слоев при отношении их толщин 1:1 и 1:2.5. В образцах со спиральной намоткой угол наклона укладки волокон относительно образующей составлял $\varphi = \pm 30^\circ$, при спирально-кольцевой намотке чередовались слои с углами укладки $\varphi_1 = \pm 60^\circ$ и $\varphi_2 = 90^\circ$. Сделан вывод о более предпочтительной схеме армирования с чередованием слоев с $\varphi_1 = \pm 60^\circ$ и $\varphi_2 = 90^\circ$ и отношением толщин 1:1. На образцах с таким типом армирования достигнута удельная прочность при взрывном нагружении в воздухе $\xi \approx 2.3 \cdot 10^{-2}$ при максимальной окружной деформации $\varepsilon \approx 3$ %. Обнаружены существенные отличия в реакции и характере разрушения образцов различной структуры. Так, при чисто спиральной намотке с углами $\varphi = \pm 30^\circ$ возможно появление остаточных деформаций оболочки за счет взаимных сдвигов лент и образова-

ния бочкообразности ее формы при разрушении связующего (рис. 2, а). Для чисто кольцевой намотки характерны преимущественно кольцевые трещины из-за низкой прочности связующего (рис. 2, б). Оболочки с наиболее прочным типом армирования — чередование кольцевой и спиральной намоток — разрушаются подобно оболочкам на основе стеклоткани, однако меридиональные трещины менее выражены, а в зоне центрального сечения образуются периодически расположенные выпуклости разрыхленного материала (рис. 2, в), причем разрушение наступает не в первой фазе расширения, а в процессе колебаний. Эти выводы подтверждены в работах [26, 30], где был рассмотрен более широкий спектр схем армирования. Кроме того, выявлено, что для однородных схем армирования (только спиральными или только кольцевыми слоями) характерна пониженная в $1.5 \div 2$ раза динамическая несущая способность по сравнению с наиболее предпочтительной комбинированной структурой, в которой чередуются кольцевые и спиральные слои, при их одинаковой расчетной статической прочности в кольцевом направлении. Это иллюстрирует рис. 3, где показаны зависимости предельных значений удельной несущей способности $\hat{\xi}$ трубчатых испытанных образцов с разными структурами армирования от расчетной относительной квазистатической прочности ($\sigma_{p,y}$) материала в кольцевом направлении (вычисляемой как отношение прочности данной структуры к прочности однонаправленного слоя).

Согласно рис. 3 наиболее высокой удельной несущей способностью при взрывном нагружении $\hat{\xi} \approx (18 \div 23) \cdot 10^{-3}$ обладают оболочки с комбинированной структурой намотки

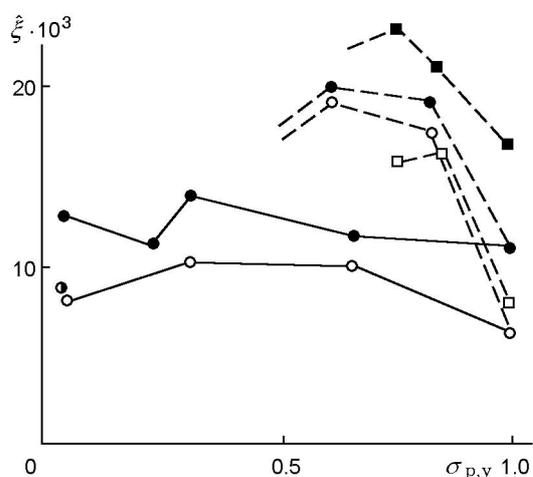


Рис. 3. Зависимости [26, 30] предельной удельной несущей способности трубчатых образцов от расчетной относительной квазистатической прочности материалов:

•, ○ — испытание структуры ровинга РВМН, ■, □ — нити ВМПС при однородном (сплошные линии) и комбинированном (штриховые) армировании; темные значки — разрушение, светлые — разрушения нет, полутемный — наличие признаков начала разрушения; кольцевая намотка ($\sigma_{r,y} = 1.0$) является предельным случаем комбинированной и однородной структур

(нить ВМПС или ровинг РВМН). Для максимальных значений $\hat{\xi}$ параметр $\sigma_{r,y}$ равен $0.76 \div 0.86$. Спиральные, т. е. однородные, структуры, в том числе и чисто кольцевая как предельный случай однородной спиральной намотки ($\varphi \rightarrow \pm 90^\circ$), не обнаруживают заметного максимума несущей способности. Так, при $0.06 \leq \sigma_{r,y} \leq 1$ удельная прочность при взрывной нагрузке $8 \cdot 10^{-3} \leq \hat{\xi} \leq 12 \cdot 10^{-3}$, что значительно (в среднем в $1.5 \div 2$ раза) ниже, чем максимальное значение для комбинированных структур.

Отметим, что в результате аналогичных взрывных испытаний [19] базальтопластиковых труб со схемой армирования, близкой к оптимальной, получено предельное значение $\hat{\xi} \approx (20 \div 23) \cdot 10^{-3}$ (при отношении толщины базальтопластикового слоя к наружному радиусу оболочки $\approx 8.2\%$ и наличии внутреннего подкрепляющего слоя стали, толщина которого составляла $\approx 15\%$ от толщины базальтопластика). Это указывает на близость предельных прочностных свойств базальтопластика в данных условиях нагружения к характеристикам стеклопластиков на основе высокомодульного

стекловолокна (ср. с данными рис. 3).

Конечно, по представленным экспериментальным данным нельзя сделать вывод, что найдена абсолютно оптимальная схема армирования для оболочек из ориентированных композитов при взрывном нагружении. Однако из них следует, что более высокой сопротивляемостью интенсивным динамическим нагрузкам обладают многослойные ориентированные структуры с числом направлений армирования не менее трех. Более того, замечено, что при точной намотке однородных схем с углами $|\varphi| < 90^\circ$, т. е. когда по толщине пакета образуются два направления облегченного распространения трещин, вероятность их образования возрастает и прочность оболочки снижается. Если в оболочке имеется три и более разных и чередующихся направления намотки, образование и продвижение трещин отрыва и сдвига в оболочке затруднено, трещины не одиночны, область разрыва материала разрыхлена и требуется существенно больше энергии для разрушения.

Первое исследование влияния масштаба на прочность стеклопластиковых оболочек при взрывном внутреннем нагружении выполнено в [31] на геометрически подобных оболочках, заполненных водой и различающихся масштабом в 4.4 раза. Результаты экспериментов показали, что для геометрически подобных оболочек при $\delta/R = 3.7\%$ предельное значение параметра ξ с точностью до экспериментальной погрешности не зависит от размера оболочки. Согласно [32] для ударных волн в воде соблюдается закон подобия. Поэтому разрушение упругих оболочек различного радиуса должно происходить при идентичном напряженно-деформированном состоянии и, следовательно, при одинаковых значениях σ_r . Последнее утверждение вполне согласуется с результатами эксперимента. Таким образом, сильного масштабного эффекта (энергетической природы) при разрушении исследуемых оболочек не наблюдалось.

Действительно, рассмотрим баланс упругой энергии деформации и работы, производимой в процессе образования сквозной трещины при разрушении геометрически подобных конструкций. Согласно [33] его уравнение имеет вид

$$\frac{\sigma^2}{E} L^3 = A \lambda L^2, \quad (2)$$

где σ , E — соответственно напряжение разрушения и модуль упругости материала конструкции; L — характерный размер конструкции, определяющий площадь трещины L^2 и объем L^3 , с которого снимается запасенная упругая энергия, расходуемая при разрушении; A — константа, зависящая от напряженного состояния и формы конструкции; λ — удельная работа, производимая при продвижении трещины (отрыве материала).

При выборе характерного размера следует учесть своеобразие стеклоэпоксида как анизотропного материала, в котором силовым элементом является нить стеклоткани с акустическим сопротивлением, более чем на порядок превышающим акустическое сопротивление связующего. Диаметр нити d во всех испытанных оболочках был постоянным. Упругая энергия, расходуемая на разрыв нити, может сниматься только с некоторого ее участка в окрестности трещины. Длина этого участка при постоянстве скорости хрупкой поперечной трещины в волокне пропорциональна d , поэтому, подставив в (2) $L = nd$, где $n = \text{const}$ и $d = \text{const}$, получим $\sigma = \text{const}$.

В [34] исследовали деформацию и разрушение геометрически подобных свободных (не заполненных водой) цилиндрических стеклопластиковых оболочек на основе ткани при однократном внутреннем взрывном нагружении. Длина оболочек равнялась четырем внутренним радиусам R , относительная толщина стенки $\delta/R = 6\%$. Исследовали оболочки с внутренним радиусом 75 (тип I) и 700 мм (тип II). Максимальные относительные отклонения радиуса от среднего значения не превышали 0.16 (I) и 0.05 % (II), толщины — 9 и 1.5 % соответственно. На основании полученных экспериментальных результатов в [34] сделаны следующие выводы.

При подобном изменении размеров заряда взрывчатого вещества и стеклопластиковой оболочки имеет место подобие процессов взрывного нагружения и динамической реакции. Это иллюстрирует рис. 4, где показаны экспериментальные зависимости окружной деформации $\varepsilon_1(\xi)$ в центральном сечении и максимальной радиальной скорости $w_{\max}(\xi)$. Данный вывод справедлив как для не разрушившихся, так и для разрушившихся в опыте оболочек. При этом масштаб временных процессов пропорционален масштабу геометрического моделирования, что указывает на постоянство

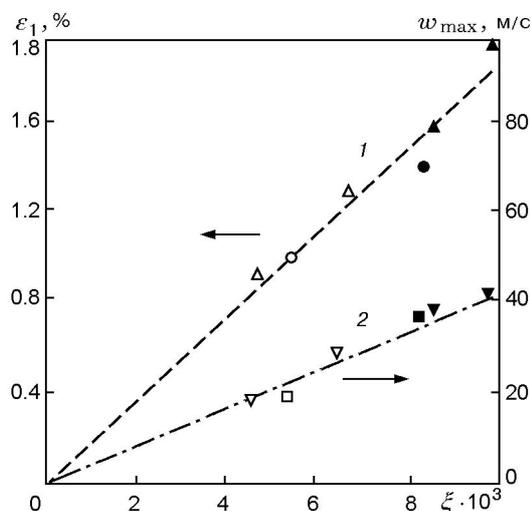


Рис. 4. Экспериментальные зависимости максимальных деформаций (1) и максимальных скоростей смещения стенок (2) разномасштабных оболочек от относительной массы заряда взрывчатого вещества:

$\Delta, \nabla, \blacktriangle, \blacktriangledown$ — образцы типа I; $\circ, \square, \bullet, \blacksquare$ — образцы типа II; светлые значки — образцы не разрушились, темные — образцы разрушились (образование сквозных трещин) [34]

(в пределах погрешности эксперимента) упругих характеристик материала в диапазоне скоростей деформации $\approx 50 \div 500 \text{ с}^{-1}$.

При увеличении размера испытанных образцов примерно в 9.3 раза удельная взрывная нагрузка ξ и максимальная кольцевая деформация ε_1 , при которых начинается разрушение оболочки, существенно не изменяются. Так, для образцов типа II они находятся в пределах $5.4 \cdot 10^{-3} \leq \xi \leq 8.1 \cdot 10^{-3}$ и $1.0 \leq \varepsilon_1 \leq 1.4\%$, для образцов типа I — $6.5 \cdot 10^{-3} \leq \xi \leq 8.4 \cdot 10^{-3}$ и $1.3 \leq \varepsilon_1 \leq 1.6\%$.

Таким образом, в экспериментах со стеклопластиковыми цилиндрическими оболочками, нагружаемыми взрывом изнутри как в водной [31], так и воздушной среде [34], при масштабе моделирования 1:9.3 не обнаружено существенного влияния масштабного эффекта энергетической природы. Этот результат, как и в [31], можно объяснить постоянством размера силового элемента (диаметра стекловолокна) в оболочках разных диаметров, что обеспечивает постоянную величину упругой энергии, отбираемой из объема стекловолокон на их разрушение, независимо от размера оболочки и макромеханизма ее разрушения.

В [9, 11, 12] представлены эксперименталь-

ные данные по предельной деформируемости разномасштабных взрывостойких цилиндрических контейнеров и их моделей (диапазон изменения диаметра $0.15 \div 2.5$ м), выполненных из металлокомпозитных материалов, разработанных на основе представленных критериев и проведенного обоснования выбора материала. Из этих данных следует отсутствие проявлений МЭЭП.

В процессе экспериментального исследования простейших цилиндрических композитных оболочек вращения при внутреннем взрывном нагружении установлено, что критерием их прочности может служить предельная (на пороге разрушения) окружная деформация оболочки, которая в динамических условиях в $2 \div 2.5$ раза превышает аналогичную квазистатическую величину для используемого композита [13, 14, 18, 21, 23, 31]. Показано, что предельная деформация стекло- и органопластиков зависит от скорости деформации [24]; при скорости деформации $\approx 1000 \text{ с}^{-1}$ она приближается к предельной деформации бездефектного волокна. В отличие от однородных материалов предельная деформация при динамическом деформировании композита не меняется при изменении степени двухосности напряженного состояния, а также при изменении параметров спирально-кольцевой структуры намотки [21, 30]. Наиболее наглядно отсутствие влияния структуры и степени двухосности напряженного состояния на предельную величину деформации на пороге разрушения продемонстрировано в испытаниях композитных оболочек сферической формы [10, 35], где получены максимальные значения деформации без разрушения — 4.9 %, т. е. не ниже предельных значений окружной деформации для цилиндрических оболочек из аналогичного композита со спирально-окружной намоткой. За счет этого свойства взрывостойкие контейнеры сферической формы имеют многократное (до 3–5 раз) преимущество в массе по сравнению с цилиндрическими при заданной несущей способности по мощности локализуемого взрыва [9, 10, 35, 36]. Это позволило предложить такие контейнеры для повышения безопасности эксплуатации боезарядов ядерного оружия [37] и сформулировать концепцию создания камер для энергетики взрывного термоядерного синтеза [38].

В случае однородных материалов переход от цилиндрической формы оболочки к сферической приводит к многократному снижению

предельной пластичной деформируемости оболочки, а за счет МЭЭП она может дополнительно снизиться до величины разрушающих напряжений, меньшей предела пропорциональности [1].

Поскольку стоимость органо- и стекловолоконных композитов относительно высока, а объемы их производства ограничены, актуальными оказались результаты работы [19], в которой исследовалась динамическая прочность при взрывном нагружении трубчатых образцов из композита на основе более дешевого базальтового волокна, производство которого в России в последнее время интенсивно расширяется. Показана близость упругих и прочностных динамических свойств этого материала к аналогичным свойствам наиболее прочных композитов на основе высокомодульных стекловолокон. Подтверждено также отсутствие проявлений МЭЭП при геометрически подобном изменении размеров испытанных образцов в два раза.

Таким образом, представленные в данной работе результаты позволяют сделать следующие основные выводы и рекомендации.

Для решения проблемы исключения сильного МЭЭП в силовых оболочках крупногабаритных взрывостойких конструкций вместо обычных однородных конструкционных материалов необходимо использовать волокнистые композиционные материалы [9, 11, 19, 38].

Для минимизации материалоемкости оболочки из композита вместо удельной прочности следует использовать динамический критерий, представляющий собой максимальную радиальную скорость свободно расширяющегося кольцевого элемента на пределе его разрушения силами инерции [13, 16, 17].

Для конструкционной минимизации общей массы корпуса, т. е. повышения его удельной несущей способности при взрывном нагружении заполненной воздухом композитной оболочки, требуется ее укрепление изнутри слоем пластичной стали с определенным отношением их толщин [18].

Для повышения удельной прочности композитной оболочки при взрывном нагружении необходимо при ее изготовлении формировать многослойную симметричную структуру намотки с чередованием разнонаправленных слоев равной толщины не менее чем с тремя направлениями намотки в соседних слоях [25, 26].

В случае оболочки цилиндрической формы

квазистатическая расчетная прочность такой структуры намотки в окружном направлении должна составлять $\approx 0.7 \div 0.9$ от предельной квазистатической прочности намотки, близкой к окружной [30].

Для контейнеров сферической формы наиболее предпочтительна структура армирования с чередованием нескольких слоев различного направления и обеспечением за счет этого примерно постоянной толщины всей оболочки из композитного материала, при этом достигается 3–5-кратный выигрыш по массе по сравнению с цилиндрическими контейнерами [10, 35, 36, 39].

ЛИТЕРАТУРА

1. Иванов А. Г., Синицин В. А., Новиков С. А. Масштабные эффекты при динамическом разрушении конструкций // Докл. АН СССР. 1970. Т. 194, № 2. С. 316–319.
2. Иванов А. Г., Учаев А. А., Рыжанский В. А. и др. Импульсное разрушение геометрически подобных объектов // Докл. АН СССР. 1981. Т. 261, № 4. С. 868–873.
3. Цыпкин В. И., Иванов А. Г., Минеев В. Н., Шитов А. Т. Влияние масштаба, геометрии и заполняющей среды на прочность стальных сосудов при внутреннем импульсном нагружении // Атомная энергия. 1976. Т. 41, вып. 5. С. 283–289.
4. Баталов В. А., Иванов А. Г., Иванова Г. Г. и др. Исследование прочности однослойных и многослойных цилиндрических сосудов при внутреннем динамическом нагружении импульсами различной длительности // ПМТФ. 1978. № 5. С. 152–158.
5. Иванов А. Г., Минеев В. Н. О масштабных эффектах при разрушении // Физика горения и взрыва. 1979. Т. 15, № 5. С. 70–95.
6. Луговой П. З. Динамика оболочечных конструкций при импульсных нагрузках // Прикл. механика. 1990. Т. 26, № 8. С. 3–20.
7. Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г. Динамическая прочность оболочек из ориентированных волокнистых композитов при взрывном нагружении (обзор) // ПМТФ. 1993. Т. 34, № 1. С. 126–133.
8. Fedorenko A. G., Syrunin M. A., Ivanov A. G. Ultimate strain of oriented glass plastic composite shells under pulse loading // Fracture mechanics: Successes and problems: Collection of Abstracts, ICF 8, Ukraine, Kiev, 8–14.06.93. Pt. 1. P. 250.
9. Разрушение разномасштабных объектов при взрыве / Под ред. А. Г. Иванова. Саров: РФЯЦ-ВНИИЭФ, 2001.
10. Syrunin M. A., Fedorenko A. G., Ivanov A. G., et al. The explosion-proof container, satisfying the IAEA norms on safety // 12th Intern. Conf. on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials, May 10–15, 1998, Paris, France. V. 4. P. 1574–1580.
11. Иванов А. Г., Федоренко А. Г. Целесообразность применения композитных материалов для защитной оболочки АЭС // Атомная энергия. 1993. Т. 75, вып. 1. С. 45–48.
12. Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Иванов А. Г. Реакция на нагружение и прочность стеклопластикового контейнера при внутреннем взрывном нагружении // Физика горения и взрыва. 2002. Т. 38, № 3. С. 127–136.
13. Федоренко А. Г., Цыпкин В. И., Сырунин М. А. и др. Поведение композитных оболочек с высокоэластичным связующим при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1988. № 2. С. 306–314.
14. Цыпкин В. И., Русак В. Н., Иванов А. Г. Высокоскоростное растяжение тканей из неорганического волокна // Механика композитных материалов. 1986. № 1. С. 161–163.
15. Цыпкин В. И., Русак В. Н., Шитов А. Т., Иванов А. Г. Деформация и разрушение цилиндрических оболочек из стеклоэпоксида при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1981. № 2. С. 249–255.
16. Сырунин М. А., Федоренко А. Г. Динамическая прочность комбинированных композитных материалов // I Всесоюз. совещ. «Диэлектрические материалы в экстремальных условиях», Суздаль, янв. 1990. М.: ГКНТ АН СССР, 1990. Т. 2.
17. Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Иванов А. Г. Динамическая прочность оболочек из ориентированных композитов на основе волокон различного состава // ПМТФ. 1995. Т. 36, № 3. С. 141–145.
18. Цыпкин В. И., Русак В. Н., Иванов А. Г. и др. Деформация и разрушение двухслойных металлопластиковых оболочек при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1987. № 5. С. 833–838.
19. 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.
20. Федоренко А. Г., Цыпкин В. И., Иванов А. Г. и др. Особенности динамического деформирования и разрушения цилиндрических стеклопластиковых оболочек при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1983. № 1. С. 90–94.
21. Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Иванов А. Г. Предельные деформации оболочек

- из ориентированного стеклопластика при внутреннем взрывном нагружении // Физика горения и взрыва. 1992. Т. 28, № 2. С. 87–93.
22. **Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г.** Динамическая прочность оболочек из стеклопластика // Механика композитных материалов. 1989. № 3. С. 425–430.
 23. **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. Т. 33, № 3. С. 140–147.
 24. **Асеев А. В., Горшков Н. Н., Демешкин А. Г. и др.** Экспериментальное исследование деформативности стекло- и органопластика в зависимости от скорости деформирования // Механика композитных материалов. 1992. № 2. С. 188–195.
 25. **Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Шитов А. Т.** Прочность цилиндрических оболочек из стеклопластика различной структуры при нагружении взрывом // Физика горения и взрыва. 1989. Т. 25, № 4. С. 108–115.
 26. **Федоренко Л. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г.** Влияние структуры армирования ориентированных стеклопластиков на прочность круговых цилиндрических оболочек при взрывном нагружении изнутри // Механика композитных материалов. 1991. № 4. С. 631–640.
 27. **Воронцова О. С., Сырунин М. А., Федоренко А. Г. и др.** Экспериментальное исследование коэффициентов вариации прочностных характеристик стеклопластиковых цилиндрических оболочек при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1987. № 4. С. 642–646.
 28. **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. Т. 33, № 4. С. 130–135.
 29. **Образцов И. Ф., Васильев В. В., Бунаков В. А.** Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов. М.: Машиностроение, 1977.
 30. **Syrunin M. A., Fedorenko A. G., Ivanov A. G.** Effect of reinforcement structure of oriented fiberglass plastic on the strength of circular cylindrical shells during explosive inner loading // New Models and Numerical Codes for Shock Wave Processes in Condensed Media: Proc. / I. G. Cameron (Ed.). St Catherines College, Oxford, 15–19 Sept. 1997. P. 884–890.
 31. **Рыжанский В. А., Минеев В. Н., Иванов А. Г. и др.** Разрушение цилиндрических стеклопоксидных оболочек, заполненных водой, при внутреннем импульсном нагружении // Механика полимеров. 1978. № 2. С. 283–289.
 32. **Коул Р.** Подводные взрывы. М.: Изд-во иностр. лит., 1950.
 33. **Иванов А. Г., Минеев В. Н.** О масштабном критерии при хрупком разрушении конструкций // Докл. АН СССР. 1975. Т. 220, № 3. С. 575–578.
 34. **Федоренко А. Г., Цыпкин В. И., Иванов А. Г. и др.** Деформация и разрушение разномасштабных цилиндрических стеклопластиковых оболочек при внутреннем импульсном нагружении // Механика композитных материалов. 1986. № 4. С. 658–664.
 35. **Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г.** Динамическая прочность сферических стеклопластиковых оболочек при внутреннем взрывном нагружении // Физика горения и взрыва. 1995. Т. 31, № 4. С. 93–99.
 36. **Ivanov A. G., Syrunin M. A., Fedorenko A. G.** Dynamic strength of spherical shells under internal explosive loading // Rev. of High Pressure Sci. Technol. 1998. V. 8, N 4. P. 302–305. (Proc. of Intern. Conf. — AIRAPT-16 and HPCJ-38 — on High Pressure Science and Technology, Kyoto, Japan, 25–29 August, 1997).
 37. **Иванов А. Г., Федоренко А. Г., Сырунин М. А.** О возможности повышения безопасности ядерного оружия // Физика горения и взрыва. 1995. Т. 31, № 2. С. 169–171.
 38. **Иванов А. Г., Сырунин М. А., Федоренко А. Г., Рыжанский В. А.** О концепции создания камер для энергетики взрывного термоядерного синтеза // Физика горения и взрыва. 2000. Т. 36, № 6. С. 171–179.
 39. **Пат. РФ, 2009387 С1.** Способ изготовления устройства для локализации взрыва / Иванов А. Г., Сырунин М. А., Федоренко А. Г. Опубликовано 15.03.94. Бюл. изобрет. 1994. № 5.

Поступила в редакцию 7/VII 2004 г.