НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 539.3

Численное исследование влияния схем и углов армирования на напряженно-деформированное состояние и прочность композитных цилиндров при осесимметричном внутреннем взрыве. Сообщение 1. Влияние шагов дискретизации расчетной области на точность определения напряженно-деформированного состояния и прочности

П. П. Лепихин, В. А. Ромащенко, О. С. Бейнер, С. А. Тарасовская

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

Численно методом Уилкинса, модифицированным для винтовой ортотропии и реализованным в созданном ранее авторами пакете прикладных программ, установлено влияние шагов двухмерной регулярной конечноразностной сетки на точность расчета динамического осесимметричного напряженно-деформированного состояния и прочности полых композитных цилиндров конечной длины фиксированных габаритов и толщины. Цилиндры изготовлены намоткой на технологическую оправку ленты из стеклянных нитей ВМПС, пропитанных эпоксидным связующим ЭДТ-10. Нагружение проводится взрывом сферического заряда взрывчатого вещества в центре симметрии цилиндра в воздушной среде. Полученные результаты позволяют выбрать шаги сетки по радиальной и осевой координатам, обеспечивающие приемлемую точность определения максимальных значений окружных напряжений и деформаций, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса.

Ключевые слова: модифицированный двухмерный метод Уилкинса, пакет прикладных программ, шаги дискретизации и точность расчета, одно- и двухслойные композитные цилиндры, внутреннее взрывное нагружение, напряженно-деформированное состояние, прочность.

Введение. Цилиндрические оболочки конечной длины, в том числе и толстостенные, используются в сосудах, корпусах и защитных сооружениях авиационного и космического оборудования, в контейнерах для хранения и транспортировки взрывоопасных грузов, токсичных веществ, в камерах для энергетики взрывного термоядерного синтеза и др. Изготовляют такие конструктивные элементы (КЭ) из металлических, многослойных тканевых и намоточных композитных материалов (КМ), металлокомпозитов, состоящих из внутреннего металлического слоя (сталь, титановые сплавы и др.) и наружного многослойного композита, и др. Эксперименты показывают преимущества намоточных КМ перед металлическими и тканевыми [1]. Ранее [1] отмечалась ограниченность экспериментальных методов по сравнению с теоретическими.

Теоретически влияние угла армирования на напряженно-деформированное состояние (НДС) намоточных полых композитных и металлокомпозитных цилиндров при внутреннем взрывном нагружении сферическим зарядом взрывчатого вещества (ВВ) в воздушной среде в рамках оболочечных приближений изучалось в работах [2–8], с использованием уравнений трехмерной упругопластичности – в [1, 9–14], при этом прочность рассматривалась в [1–3, 7–12, 14]. В работах [9, 10, 14] прочность КМ оценивалось по критериям максимальных напряжений, деформаций, Хофмана и обобщенному Мизеса, в [1, 11] – по критериям прочности Ашкенази для материалов с одинаковыми и обобщенному Мизеса с различными пределами прочности при растяжении и сжатии, в [12] – по обобщенному критерию Мизеса, в [2, 3, 7, 8] – по критериям Хофмана для матрицы и максимальных напряжений для армирующих элементов. Следует отметить, что во всех этих теоретических работах, за исключением [9, 10, 13], моделирование внешней нагрузки при взрыве сферического заряда ВВ в воздухе выполнялось по приближенной методике [15], в работах [9, 10, 13] – по методике [16], обобщающей многочисленные экспериментальные данные и широко применяемой в приложениях, а также в коммерческих пакетах прикладных программ (ППП).

Учитывая ограниченность теоретически изученных схем и углов армирования, критериев прочности, моделирование нагрузки преимущественно приближенной зависимостью [15], а также недостатки оболочечных приближений по сравнению с теорией упругости анизотропной среды для решения рассматриваемых задач [1], в настоящей работе исследуется влияние схем и углов армирования на НДС и прочность одно- и двухслойных полых цилиндров конечной длины из намоточных упругих вплоть до разрушения КМ на основе уравнений трехмерной теории упругости, наиболее широко распространенных в приложениях феноменологических критериев прочности анизотропных материалов, и методики определения внешней нагрузки [16].

Приведем некоторые соображения, связанные с использованием разработанного ранее ППП [17] для расчетов. В ППП в двухмерных задачах для намоточных композитных слоев принят транстропный, в общем случае геометрически нелинейный, упругий вплоть до разрушения материал. Для оценки прочности используются наиболее широко распространенные в приложениях феноменологические теории прочности ортотропного тела: критерии максимальных напряжений, деформаций, Хофмана и обобщенный Мизеса, моделирующие начальное разрушение КМ как с одинаковыми, так и с различными пределами прочности при растяжении и сжатии. Причем после разрушения в случае продолжения вычислений упругие и прочностные свойства материала считаются неизменными. В ППП не предусмотрена возможность оценки моды разрушения. Отметим, что КМ полностью разрушится при нарушении прочности как основы, так и армирующих элементов.

Следовательно, рассматриваемые композитные КЭ могут строго изучаться с помощью ППП только до начального разрушения включительно. После разрушения свойства реального КМ изменяются. Известно, что при начальном разрушении деградирует основа [18–20], появляются трещины и нарушается сплошность композита. Учитывая, что армирующие элементы в намоточном КМ на первом полупериоде радиальных колебаний цилиндра (при растяжении) при малых разрушениях основы продолжают работать как и до разрушения и в основном характеризовать упругие и прочностные свойства композита, то до появления сжимающих напряжений (второй полупериод) в прикладных исследованиях приближенно можно использовать ППП для расчета НДС и сравнительной оценки функций прочности по различным моделям разрушения. Чем ближе значения функции прочности после разрушения к единице (сверху), тем меньше изменение механических свойств КМ и тем точнее определяется НДС, а также проводится сравнительная оценка функций прочности. При сжатии разрушение основы обусловливает уменьшение жесткости и прочности материала, а также то, что армирующие элементы практически не работают. Экспериментально оценить изменение упругих и прочностных характеристик КМ после начального разрушения для рассмотренных задач в настоящее время, как следует из литературных источников, не представляется возможным.

Далее основное внимание уделяется начальному разрушению КМ и принимается, что рассматриваемые КЭ используются только для удержания однократного взрыва. Следовательно, наиболее важным является обеспечение прочности на наиболее нагруженном первом полупериоде радиальных колебаний, когда армирование, даже после начального разрушения основы, в ряде случаев позволяет обеспечить прочность. В расчетах принимались преимущественно такие параметры нагружения при заданном материале, которые приводили к разрушению в окрестности первой четверти периода радиальных колебаний, и при определении НДС, а также при сравнительной оценке функций прочности после разрушения обеспечивали работу материала КЭ при значении функции прочности в окрестности единицы.

Ниже исследуется влияние размеров элемента по радиальной и осевой координатам на точность определения НДС и прочности. Изучены одно- и двухслойный полые цилиндры из намоточного КМ с внутренним радиусом $R_1 = 0{,}15$ м, толщиной $H = 0{,}04$ м и длиной $L = 0{,}6$ м. Слои двухслойного цилиндра симметрично армированы и имеют равную толщину. Для однослойного цилиндра армирование слоя задается углом армирования α и обозначается $[\alpha]$, для двухслойного симметрично армированного – $[\alpha; -\alpha]$, при этом первый угол относится к внутреннему слою, второй – к наружному. Сферический заряд ВВ размещен на оси в центральном сечении цилиндра в воздушной среде. Нагрузка определялась по методике [16] и соответствовала массе заряда ВВ в тротиловом эквиваленте $M_{THT} = 0{,}05$ кг. Цилиндры изготовлены намоткой на технологическую оправку ленты из стеклянных нитей (марка ВМПС), пропитанных эпоксидным связующим (марка ЭДТ-10). Свойства материала и обозначения соответствуют [9]: $\rho = 1880$ кг/м^3; $E' = 37900$ МПа; $E = 8900$ МПа; $G' = 2840$ МПа; $\nu' = 0{,}28$; $\nu = 0{,}36$; $\sigma'_t = 1831$ МПа; $\sigma'_c = 634$ МПа; $\sigma_t = 36{,}75$ МПа; $\sigma_c = 193$ МПа; $\tau' = 63{,}1$ МПа; $\varepsilon'_t = 4{,}83\%$; $\varepsilon'_c = 1{,}67\%$; $\varepsilon_t = 0{,}41\%$; $\varepsilon_c = 2{,}14\%$; $\gamma' = 1{,}11\%$; $\gamma = 0{,}74\%$. Как и в [9], штрих обозначает направление армирования, величины без штрихов – плоскость изотропии, нижний индекс “*c*” – сжатие, “*t*” – растяжение. Предел прочности при сдвиге τ в плоскости изотропии определяется из условия инвариантности для обобщенного критерия Мизеса [1, 9], из которого следует, что $\tau = \sqrt{\sigma_c \sigma_t / 3} = 48{,}6$ МПа. Решается двухмерная динамическая осесимметричная задача.

Максимальные значения растягивающих окружных напряжений $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ и деформаций $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ наружной поверхности цилиндра определяются численно по всей его длине, функции прочности – по критериям максимальных напряжений $\Phi_{\sigma\max}$, деформаций $\Phi_{\varepsilon\max}$ и обобщенному Мизеса $\Phi_{M\max}$ по всему объему. Как показывают расчеты, во всех приведенных ниже случаях $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\Phi_{M\max}$, $\Phi_{\sigma\max}$ и $\Phi_{\varepsilon\max}$ отмечаются в центральном сечении цилиндра, где расположен заряд ВВ.

Однослойный цилиндр. ***Влияние размера элемента по радиальной координате на точность определения максимальных растягивающих окружных напряжений и деформаций наружной поверхности цилиндра, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса***. Для численного расчета выбран однослойный цилиндр $[\alpha]$. Анализируются первый полупериод радиальных колебаний и три угла армирования $\alpha = 0$, 45 и 90°.

Результаты расчета влияния шага конечноразностной сетки по радиальной координате dr на точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\Phi_{M\max}$, $\Phi_{\sigma\max}$ и $\Phi_{\varepsilon\max}$ представлены в табл. 1. Для всех расчетов выбрана квадратная сетка $(dx/dr = 1)$.

Анализ данных показывает следующее.

1. Точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ слабо зависит от шага сетки по радиальной координате и угла армирования. Сравнение результатов расчетов с шагами $dr = 4$ и

Т а б л и ц а 1

Влияние dr на НДС и прочность при трех значениях α

Расчетная величина	dr, мм	α, град, равное		
		0	45	90
$\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$	4	0,2815	0,2630	0,1596
	2	0,2822	0,2636	0,1600
	1	0,2828	0,2641	0,1602
	0,5	0,2831	0,2643	0,1604
$\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, МПа	4	28,28	38,17	65,44
	2	27,82	38,52	64,89
	1	27,78	38,76	64,52
	0,5	27,74	38,86	64,27
$\Phi_{M\max}$	4	1,323	0,9556	0,8021
	2	1,413	1,0230	0,8281
	1	1,497	1,0880	0,8593
	0,5	1,556	1,1170	0,8922
$\Phi_{\sigma\max}$	4	0,9604	0,6959	0,6891
	2	1,0060	0,7292	0,7229
	1	1,0410	0,7588	0,7532
	0,5	1,0660	0,7856	0,7760
$\Phi_{\varepsilon\max}$	4	0,9399	0,5260	0,5178
	2	0,9495	0,5617	0,5517
	1	0,9559	0,6446	0,5811
	0,5	0,9587	0,7073	0,6004

0,5 мм свидетельствует о том, что при $\alpha = 0$ расхождение составляет 0,57, при $\alpha = 45$ и 90° – 0,49 и 0,5%; с шагами $dr = 1$ и 0,5 мм – соответственно 0,11, 0,08 и 0,12%. С уменьшением dr значения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ увеличиваются для всех углов армирования. Изменение шага сетки с 4 до 2 мм, например, для $\alpha = 90°$ приводит к уточнению значений $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ на 0,25%.

2. В результате расчетов установлена слабая зависимость $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ от шага сетки по радиальной координате. Если сравнивать данные расчетов с шагами $dr = 4$ и 0,5 мм, то при $\alpha = 0$ расхождение составляет 1,95%, при $\alpha = 45$ и 90° – 1,78 и 1,82%; с шагами 1 и 0,5 мм – соответственно 0,14, 0,26 и 0,39%.

3. Точность определения максимума функции прочности по критерию максимальных деформаций зависит не только от шага сетки по радиальной координате, но и от угла армирования. Если сравнивать результаты расчетов с шагами $dr = 4$ и 0,5 мм, то при $\alpha = 0$ расхождение составляет 1,96%, при $\alpha = 45$ и 90° – 25,63 и 13,76%; с шагами 1 и 0,5 мм – соответственно 0,29, 8,86 и 3,21%. При $\alpha = 0$ наблюдается наименьшее влияние шага сетки по радиальной координате. Для всех углов армирования величина функции прочности не превышает единицу и возрастает с уменьшением шага по радиальной координате.

4. Точность определения максимальных значений функций прочности по критерию максимальных напряжений, как и по критерию максимальных деформаций, зависит не только от шага сетки по радиальной координате, но и от угла армирования. Если сравнивать результаты расчетов с шагами $dr = 4$ и 0,5 мм, то при $\alpha = 0$ расхождение составляет 9,91%, при $\alpha = 45$ и 90° – 11,42 и 11,2%; с шагами 1 и 0,5 мм – соответственно 2,35, 3,41 и 2,94%. С уменьшением шага сетки по радиальной координате значения функции прочности для всех углов армирования возрастают. При этом величина функции прочности выше единицы только при $\alpha = 0$ и шаге сетки по радиальной координате, меньшем приблизительно 2,3 мм.

5. Точность определения максимума функции прочности по обобщенному критерию Мизеса также зависит не только от шага по радиальной координате, но и от угла армирования. Если сравнивать данные расчетов с шагами $dr = 4$ и 0,5 мм, то при $\alpha = 0$ расхождение составляет 14,97%, при $\alpha = 45$ и 90° – 14,45 и 10,1%; с шагами 1 и 0,5 мм – соответственно 3,79, 2,6 и 3,69%. При этом для всех значений α функция прочности с уменьшением шага по радиальной координате возрастает. При этом величина функции прочности выше единицы только при $\alpha = 0$ и 45°. При $\alpha = 0$ превышение функции наблюдаются для всех рассмотренных шагов по радиальной координате, в случае $\alpha = 45°$ – при размере шага по радиальной координате, меньшем приблизительно 2,6 мм.

Влияние размера элемента по осевой координате на точность определения максимальных растягивающих окружных напряжений и деформаций наружной поверхности цилиндра, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса. Результаты расчета влияния относительного шага сетки по осевой координате dx/dr на точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\Phi_{M\ \max}$, $\Phi_{\sigma\ \max}$ и $\Phi_{\varepsilon\ \max}$ для трех углов армирования представлены в табл. 2, при этом принимали $dr = 0{,}5$ мм.

Т а б л и ц а 2

Влияние dx/dr на НДС и прочность при трех значениях α

Расчетная величина	dx/dr	α, град, равное		
		0	45	90
$\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$	1	0,283	0,2643	0,1604
	2	0,283	0,2643	0,1604
$\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, МПа	1	27,74	38,86	64,27
	2	27,76	38,85	64,33
$\Phi_{M\ \max}$	1	1,556	1,117	0,8922
	2	1,525	1,098	0,8674
$\Phi_{\sigma\ \max}$	1	1,066	0,7856	0,7760
	2	1,054	0,7660	0,7585
$\Phi_{\varepsilon\ \max}$	1	0,9587	0,7073	0,6004
	2	0,9587	0,6914	0,5834

Анализ данных свидетельствует о следующем.

1. При использовании сеток с $dx/dr = 1$ и 2 величина $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ не изменяется.

2. При $dx/dr = 1$ и 2 максимальное различие между значениями $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ для всех углов армирования меньше 0,1%.

3. Размер элемента по осевой координате и угол армирования слабо влияют на точность определения значения функции прочности по критерию максимальных деформаций. Результаты расчетов при $dx/dr = 1$ и 2 для $\alpha = 0$ совпадают, для $\alpha = 45°$ их расхождение равно 2,25%, для $\alpha = 90°$ – 2,83%. Для всех расчетных значений функция прочности не выше единицы.

4. Размер элемента по осевой координате и угол армирования слабо влияют на точность определения значения функции прочности по критерию максимальных напряжений. Расхождение результатов при $dx/dr = 1$ и 2 для $\alpha = 0$ равно 1,13%, для $\alpha = 45$ и 90° – 2,49 и 2,26%. Для квадратной сетки все расчетные величины для каждого α имеют наибольшие значения.

5. Размер элемента по осевой координате и угол армирования слабо влияют на точность определения значения функции прочности по обобщенному критерию Мизеса. Расхождение результатов при $dx/dr = 1$ и 2 для $\alpha = 0$ равно 1,99%, для $\alpha = 45$ и 90° – 1,7 и 2,78%. Для квадратной сетки все расчетные величины для каждого α имеют наибольшие значения.

Двухслойный цилиндр. Для численного расчета выбран двухслойный цилиндр с симметричным армированием [45°; −45°] и толщиной слоев 0,02 м. Анализируется первый полупериод радиальных колебаний. Результаты расчетов для однослойного $[\alpha]$ и соответствующего двухслойного $[\alpha; -\alpha]$ цилиндров при $\alpha = 0$ и 90° полностью совпадают (табл. 1 и 2).

Влияние размера элемента по радиальной координате на точность определения максимальных растягивающих окружных напряжений и деформаций наружной поверхности цилиндра, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса. Результаты расчета влияния шага сетки по радиальной координате на точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\Phi_{M\max}$, $\Phi_{\sigma\max}$ и $\Phi_{\varepsilon\max}$ представлены в табл. 3. Для численного расчета выбрана квадратная сетка ($dx/dr = 1$).

Анализ данных показывает следующее.

1. Точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ для двухслойного цилиндра с симметричным армированием слоев слабо зависит от шага сетки по радиальной координате. Если сравнивать результаты расчетов при $dr = 4$ и 0,5 мм, то расхождение составляет 0,54%, при 1 и 0,5 мм – 0,08%. При уменьшении dr значения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ увеличиваются.

2. Максимальные окружные напряжения растяжения наружной поверхности цилиндра слабо зависят от шага сетки. Если сравнивать данные расчетов при $dr = 4$ и 0,5 мм, расхождение составляет 2,4%, при 1 и 0,5 мм – 0,75%.

3. Точность определения максимумов функции прочности по критерию максимальных деформаций зависит от шага сетки. Если сравнивать данные расчетов при $dr = 4$ и 0,5 мм, расхождение составляет 14,54%, при 1 и 0,5 мм – 4,26%. Для всех расчетов величина функции прочности не превышает единицу и увеличивается с уменьшением шага сетки.

4. Точность определения максимальных значений функций прочности по критерию максимальных напряжений зависит от шага сетки. Если сравнивать результаты расчетов при $dr = 4$ и 0,5 мм, расхождение составляет 11,92%, при 1 и 0,5 мм – 3,45%. С уменьшением dr значения функции прочности увеличиваются.

5. Точность определения максимумов функции прочности по обобщенному критерию Мизеса зависит от шага сетки. Если сравнивать данные расчетов при $dr = 4$ и 0,5 мм, расхождение составляет 12,83%, при 1 и 0,5 мм – 4,73%. Значение функции прочности с уменьшением шага сетки увеличивается, при этом оно выше единицы только при $dr < 0,8$ мм.

Т а б л и ц а 3

Влияние dr на НДС и прочность двухслойного цилиндра

Расчетная величина	dr, мм	[45°; −45°]
$\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$	4	0,2595
	2	0,2602
	1	0,2607
	0,5	0,2609
$\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, МПа	4	39,00
	2	39,51
	1	39,66
	0,5	39,96
$\Phi_{M\ \max}$	4	0,8996
	2	0,9420
	1	0,9832
	0,5	1,0320
$\Phi_{\sigma\ \max}$	4	0,6924
	2	0,7334
	1	0,7590
	0,5	0,7861
$\Phi_{\varepsilon\ \max}$	4	0,5271
	2	0,5671
	1	0,5905
	0,5	0,6168

Влияние размера элемента по осевой координате на точность определения максимальных растягивающих окружных напряжений и деформаций наружной поверхности цилиндра, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса. Результаты расчета влияния шага сетки по осевой координате на точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, $\Phi_{M\ \max}$, $\Phi_{\sigma\ \max}$ и $\Phi_{\varepsilon\ \max}$ представлены в табл. 4. При расчете принимали $dr = 0{,}5$ мм.

Анализ данных показывает.

1. Точность определения $\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ при постоянном шаге сетки по радиальной координате не зависит от шага по осевой. Различие между численными результатами по $\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$ при $dx/dr = 1$ и 2 составляет 0,25%.

2. Размер элемента по осевой координате слабо влияет на точность определения значения функции прочности по критерию максимальных деформаций. Расхождение в результатах расчетов при $dx/dr = 1$ и 2 составляет всего 3,15%. При этом значения функции прочности для квадратной сетки наибольшие.

3. Размер элемента по осевой координате слабо влияет на точность определения значения функции прочности по критерию максимальных напряжений. Расхождение в результатах при $dx/dr = 1$ и 2 равно 2,48%. При использовании квадратной сетки расчетные величины наибольшие.

Т а б л и ц а 4

Влияние dx/dr на НДС и прочность двухслойного цилиндра

Расчетная величина	dx/dr	[45°; −45°]
$\varepsilon_{\varphi\max}^{\text{нар}}$	1	0,2609
	2	0,2609
$\sigma_{\varphi\max}^{\text{нар}}$, МПа	1	39,97
	2	40,06
$\Phi_{M\ \max}$	1	1,032
	2	1,005
$\Phi_{\sigma\ \max}$	1	0,7861
	2	0,7666
$\Phi_{\varepsilon\ \max}$	1	0,6168
	2	0,5974

4. Размер элемента по осевой координате слабо влияет на точность определения значения функции прочности по обобщенному критерию Мизеса. Расхождение в результатах при $dx/dr = 1$ и 2 равно 2,62%. При использовании квадратной сетки расчетные величины наибольшие.

Заключение. Полученные результаты позволяют выбирать шаги сетки по радиальной и осевой координатам, что обеспечивает приемлемую для численных расчетов точность определения максимальных значений растягивающих окружных напряжений и деформаций наружной поверхности цилиндра, а также функций прочности по критериям максимальных напряжений, деформаций и обобщенному Мизеса.

Р е з ю м е

Чисельно методом Уілкінса, модифікованим для гвинтової ортотропії та реалізованим у розробленому раніше авторами пакеті прикладних програм, установлено вплив кроків двовимірної регулярної скінченнорізницевої сітки на точність розрахунку динамічного вісесиметричного напружено-деформованого стану та міцності порожнистих композитних циліндрів скінченної довжини фіксованих габаритів і товщини. Циліндри виготовлено намотуванням на технологічну оправку стрічки зі скляних ниток ВМПС, просочених епоксидним зв’язуючим ЕДТ-10. Навантаження проводиться вибухом сферичного заряду вибухової речовини у центрі симетрії циліндра в повітряному середовищі. Отримані результати дозволяють вибрати кроки сітки по радіальній й осьовій координатах, що забезпечить прийнятну точність визначення максимальних значень колових напружень і деформацій, а також функцій міцності за критеріями максимальних напружень, деформацій та узагальненим Мізеса.

1. Лепихин П. П., Ромащенко В. А. Прочность неоднородных анизотропных полых цилиндров при импульсном нагружении. Киев: Наук. думка, 2014. 232 с.
2. Абросимов Н. А., Елесин А. В. Математическое моделирование прогрессирующего разрушения композитных цилиндрических оболочек при многократном импульсном нагружении. Тр. XI Междунар. конф. по неравновесным процессам в соплах и струях (NPNJ’2016) (25–31 мая 2016, Алушта). М.: МАИ, 2016. С. 287–289.

3. Абросимов Н. А., Новосельцева Н. А. Численный анализ процесса прогрессирующего разрушения металлопластиковых цилиндрических оболочек при импульсном нагружении. Тр. XI Междунар. конф. по неравновесным процессам в соплах и струях (NPNJ'2016) (25–31 мая 2016, Алушта). М.: МАИ, 2016. С. 289–291.
4. Абакумов А. И., Низовцев П. Н., Соловьев В. П. и др. Расчетно-экспериментальное исследование напряженно-деформированного состояния композитных оболочек вращения при динамическом нагружении с учетом больших деформаций. *Механика композитных материалов*. 1998. **34**, № 1. С. 28–37.
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. Вып. 74. С. 78–83.
6. Абросимов Н. А., Елесин А. В., Новосельцева Н. А. Численный анализ влияния структуры армирования на динамическое поведение и предельную деформируемость композитных оболочек вращения. *Механика композитных материалов*. 2014. **50**, № 2. С. 313–326.
7. Абросимов Н. А., Елесин А. В., Пирогов С. А. Численный анализ неосесимметричного деформирования и прогрессирующего разрушения слоистых композитных цилиндрических оболочек при импульсном нагружении. *Пробл. прочности и пластичности*. 2015. **77**, № 1. С. 23–32.
8. Абросимов Н. А., Новосельцева Н. А. Численное моделирование процесса послойного разрушения цилиндрических оболочек при взрывном нагружении. *Механика композитных материалов*. 2015. **51**, № 4. С. 579–594.
9. 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. 2. Сравнение численных результатов с экспериментальными и теоретическими для цилиндров. *Пробл. прочности*. 2015. № 3. С. 39–50.
10. Лепихин П. П., Ромащенко В. А., Бейнер О. С. Теоретическое исследование разрушения в волнах напряжений анизотропного цилиндра при внутреннем взрыве. *Пробл. прочности*. 2016. № 5. С. 29–51.
11. Ромащенко В. А., Бейнер О. С. Численное исследование трехмерной динамики и прочности многослойных спирально ортотропных цилиндров. *Пробл. прочности*. 2012. № 2. С. 101–112.
12. Ромащенко В. А., Бабич Ю. Н., Бахтина Е. В. Оценка прочности композитных и металлокомпозитных цилиндров при импульсном нагружении. Сообщ. 2. Численная оценка прочности многослойных цилиндров конечной длины при внутреннем взрыве. *Пробл. прочности*. 2012. № 5. С. 56–68.
13. Nelson S., O'Toole B., and Thota J. 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).
14. Лепихин П. П., Ромащенко В. А., Бейнер О. С. Численное исследование трехмерной динамики и прочности металлокомпозитных цилиндров при внутреннем взрыве. *Пробл. прочности*. 2017. № 6. С. 73–89.
15. Адищев В. В., Корнев В. М., Талзи Л. А. Оценка максимальных напряжений в замкнутых цилиндрических сосудах при осесимметричном взрывном нагружении. Новосибирск, 1983. Деп. в ВИНИТИ № 6588-83.

16. Randers-Pehrson G. and Bannister K. A. Airblast Loading Model for DYNA2D and DYNA3D. Technical report ARL-TR-1310. Army Research Laboratory, 1997. 97 p.

17. 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.

18. Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г. Динамическая прочность оболочек из ориентированных волокнистых композитов при взрывном нагружении (обзор). *Прикл. механика и техн. физика*. 1993. № 1. С. 126–133.

19. Разрушение разномасштабных объектов при взрыве. Под общ. ред. А. Г. Иванова. Саров: РФЯЦ-ВНИИЭФ, 2001. 472 с.

20. Федоренко А. Г., Сырунин М. А., Иванов А. Г. Критерии выбора композитных материалов для оболочечных конструций, локализующих взрыв (обзор). *Физика горения и взрыва*. 2005. № 5. С. 3–13.

Поступила 19. 03. 2018