

Оценка прочности композитных и металлокомпозитных цилиндров при импульсном нагружении. Сообщение 2. Численная оценка прочности многослойных цилиндров конечной длины при внутреннем взрыве

В. А. Ромащенко, Ю. Н. Бабич, Е. В. Бахтина

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

Методом численного эксперимента решена задача оптимизации трехслойного металлокомпозитного цилиндра конечной длины, нагруженного осесимметричным внутренним взрывом, по определению наилучшего соотношения толщин слоев и схемы армирования его анизотропной композитной части из условия максимального запаса прочности по критерию Цая–Ву при фиксированных габаритных размерах цилиндра и относительной массе заряда. При использовании упругопластической изотропной стали 20 в качестве внутреннего слоя существенно повышается прочность, в частности, за счет пластического течения металла металлокомпозитного цилиндра по сравнению с чисто композитным. Использование высокопрочных сталей с большим пределом текучести нежелательно. Применение цельнометаллических оболочек нерационально с позиций материалоемкости – они слишком тяжелые.

Ключевые слова: многослойный металлокомпозитный цилиндр, критерий прочности Цая–Ву, импульсное нагружение, однонаправленное армирование, спиральная транслопия, двухмерный алгоритм Уилкинса.

Введение. В данной работе основное внимание уделяется конкретным динамическим численным расчетам на прочность металлокомпозитных и, как предельные случаи, металлических либо композитных цилиндрических толсто-стенных оболочек. Габаритные размеры цилиндров, вид нагружения внутренним взрывом, а также используемые далее обозначения соответствуют принятым ранее [1].

Объект исследования. Оболочка в общем случае может быть изготовлена из двух материалов: внутренний металлический изотропный слой и внешний композитный однонаправленно армированный спирально (либо цилиндрически) транслопный монослой или равнотолщинный двухслой из того же композита с ортогональной схемой армирования $[\alpha; \alpha \pm 90^\circ]$, где α – угол армирования внутреннего (относительно двухслоя) слоя, $(\alpha \pm 90^\circ)$ – наружного.

Масса заряда M_3 подбиралась из условия постоянства относительной массы заряда взрывчатого вещества (ВВ) [2]:

$$\chi = \frac{M_3}{M_0} = \text{const}, \quad (1)$$

где M_0 – общая масса оболочки.

Отсюда следует

$$M_3(\beta) = \pi \chi L (R_2 - R_1) \{ \rho_k (1 - \beta) [2R_1 + (R_2 - R_1)(1 + \beta)] +$$

$$+ \rho_m \beta [2R_1 + \beta(R_2 - R_1)]\}; \quad 0 \leq \beta = \frac{h_m}{R_2 - R_1} \leq 1, \quad (2)$$

где ρ_k – плотность композита; ρ_m – плотность металла; h_m – толщина металлического слоя; β – относительная толщина металлического слоя. Величину χ в дальнейших расчетах полагали равной 0,003.

В качестве металла использовали сталь 20 с такими физико-механическими характеристиками [3]: $\rho_m = 8000 \text{ кг/м}^3$; модуль Юнга $E = 2,02 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; предел текучести $\sigma_T = 250 \text{ МПа}$. Сталь могла упруго и упругопластически деформироваться, при этом она подчинялась уравнениям теории течения без упрочнения, в качестве условия начала пластического деформирования использовался критерий Мизеса.

Полагали, что композитная часть оболочки выполнена из упругого спирально трансформированного однонаправленного армированного вдоль x' графито-эпоксиды со следующими физико-механическими характеристиками в главных осях анизотропии [4]: $\rho_k = 1600 \text{ кг/м}^3$; $E_{x'} = 150000 \text{ МПа}$; $E_{\varphi'} = E_r = 9000 \text{ МПа}$; $\nu_{x'\varphi'} = 1/3$; $\nu_{\varphi'r} = 1/2$; $G_{x'\varphi'} = G_{x'r} = 6000 \text{ МПа}$; $\sigma_{\text{вх}'}^+ = 2000 \text{ МПа}$; $\sigma_{\text{вх}'}^- = 1500 \text{ МПа}$; $\sigma_{\text{вр}\varphi'}^+ = \sigma_{\text{вр}'}^+ = 40 \text{ МПа}$; $\sigma_{\text{вр}\varphi'}^- = \sigma_{\text{вр}'}^- = 150 \text{ МПа}$; $\tau_{\text{вх}\varphi'} = \tau_{\text{вр}x'} = 80 \text{ МПа}$; $\tau_{\text{вр}\varphi'r} = 45 \text{ МПа}$. При этом данный композиционный материал (КМ) деформируется упруго вплоть до разрушения.

Таким образом, при $\beta = 0$ имеем композитную оболочку, при $\beta = 1$ – металлическую, при промежуточных значениях β – металлокомпозитную. Металлический цилиндр всегда однослойный [сталь 20], композитный мог быть однослойным однонаправленно армированным [α] либо двухслойным равнотолщинным ортогонально армированным [α ; $\alpha \pm 90^\circ$], металлокомпозитный – двухслойным [сталь 20; α] либо трехслойным [сталь 20; α ; $\alpha \pm 90^\circ$] с равными толщинами промежуточного и внешнего композитных слоев.

Для данного графитоэпоксиды, как легко проверить, критерий прочности Хоффмана не удовлетворяет условию инвариантности в плоскости изотропии, в то время как критерий Цая–Ву удовлетворяет. Критерии Ашкенази и уточненный линейно-квадратичный критерий [1] применимы только для равнопрочных при растяжении и сжатии материалов. Поскольку в подавляющем большинстве случаев, за исключением вырожденного предельного варианта $\beta = 1$, рассматривается существенно неравнопрочный при растяжении и сжатии композит, согласно сформулированным в [1] правилам в качестве критерия прочности при расчетах можно из четырех вышеперечисленных использовать только критерий Цая–Ву. Поэтому далее прочность динамически нагруженных оболочек оценивали с помощью критерия разрушения Цая–Ву.

Численные исследования. Расчеты проводили в пять этапов:

- 1) выбор оптимальной схемы армирования композитной части оболочки;
- 2) исследование влияния осевого местоположения заряда ВВ на прочность оптимально армированной композитной оболочки;
- 3) выбор оптимальной относительной толщины β стального слоя металлокомпозитного цилиндра с оптимальной схемой армирования его композитной части при наиболее и наименее опасном осевом расположении заряда;

- 4) проверка найденной на предыдущем этапе оптимальной металлокомпозитной оболочки на оптимум по углу армирования композитной части;
- 5) анализ полученных результатов и проведение дополнительных расчетов, выводы.

Расчетный временной интервал ограничивался первым полупериодом радиальных колебаний оболочки, поскольку, как отмечалось ранее [1], именно он представляет наибольшую опасность с точки зрения прочности. Поэтому численный расчет прекращался как только значение радиального перемещения внутренней точки цилиндра, наиболее близкой к заряду ($x = x_0$; $r = R_1$), после начала действия нагрузки становилось равным нулю и меняло знак.

Выбор оптимальной схемы армирования. Полагали $\beta = 0$, при этом масса заряда ВВ M_3 согласно (2) составляла 0,0265 кг. Заряд располагали в центре симметрии цилиндра ($x_0 = 0$). На рис. 1 приведено изменение значений функции прочности Ψ_{\max} по критерию Цая–Ву в зависимости от угла и схемы армирования для цилиндра. Видно, что наиболее оптимальным (среди рассмотренных) с точки зрения прочности будет изготовление композитной части оболочки в виде равнотолщинного ортогонально армированного $[0; \pm 90^\circ]$ двухслоя. При такой схеме армирования условие прочности соблюдается, при других схемах армирования, а также в случае однослойного цилиндра при любом угле армирования прочность конструктивного элемента нарушается.

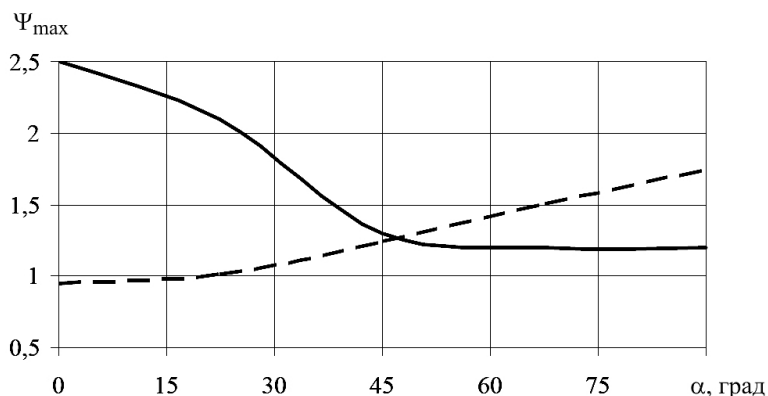


Рис. 1. К выбору оптимальной схемы армирования композитной части оболочки. (Сплошная линия – однослойный цилиндр, штриховая – двухслойный равнотолщинный.)

Исследование влияния осевого местоположения заряда ВВ на прочность композитной оболочки. Для оптимальной композитной двухслойной равнотолщинной оболочки с армированием $[0; \pm 90^\circ]$ варьировалось местоположение заряда ВВ: величина x_0 изменялась от 0 до $L/2$. Получаемые при этом значения Ψ_{\max} располагались в диапазоне $0,98 \pm 0,03$. Это свидетельствует о том, что осевое местоположение заряда слабо влияет на прочность динамически нагруженного композитного цилиндра. Как показывают расчеты, наиболее опасным оказалось расположение заряда вблизи торца ($x_0 = L/2$) – функция прочности при таком нагружении могла достигать и даже превышать единицу, т.е. фиксировалось локальное разрушение материала оболочки, наименее опасным – расположение заряда вблизи центра симметрии цилиндра ($x_0 = 0$), значения Ψ_{\max} при этом не превышают 0,95.

Выбор оптимальной относительной толщины β стального слоя металлокомпозитного цилиндра. Рассматривалась трехслойная металлокомпозитная оболочка [сталь 20; 0; $\pm 90^\circ$], наружная композитная часть которой представляет собой равнотолщинный двухслой с оптимальной, согласно вышеизложенному, схемой армирования. Относительная толщина β металлического слоя варьировалась от нуля до единицы, соответствующая масса заряда M_3 при этом вычислялась согласно (2) и изменялась в диапазоне $M_3(0) = 0,0265 \dots M_3(1) = 0,1325$ кг. Результаты расчетов представлены на рис. 2. Зависимость величин функции прочности Ψ_{\max} от β иллюстрирует рис. 2,а, зависимость окружной деформации $\varepsilon_{\varphi_{\max}}$ в наиболее близкой к заряду внутренней точке оболочки (с координатами $x = x_0$; $r = R_1$) от β – рис. 2,б. Видно, что $\varepsilon_{\varphi_{\max}}$ монотонно растет с увеличением β от нуля до единицы, причем для центрально расположенного заряда эта зависимость близка к линейной. Несмотря на это, оптимум по прочности достигается при промежуточном значении относительной толщины металлического слоя, а именно: при $\beta \approx 1/3$ как для центрального, так и торцевого расположения заряда. Таким образом, оптимальное с точки зрения прочности соотношение толщин слоев в трехслойной металлокомпозитной оболочке [сталь 20; 0; $\pm 90^\circ$] при условии (1) таково: 1/1/1, т.е. оптимально спроектированный металлокомпозитный трехслойный цилиндр должен быть равнотолщинным.

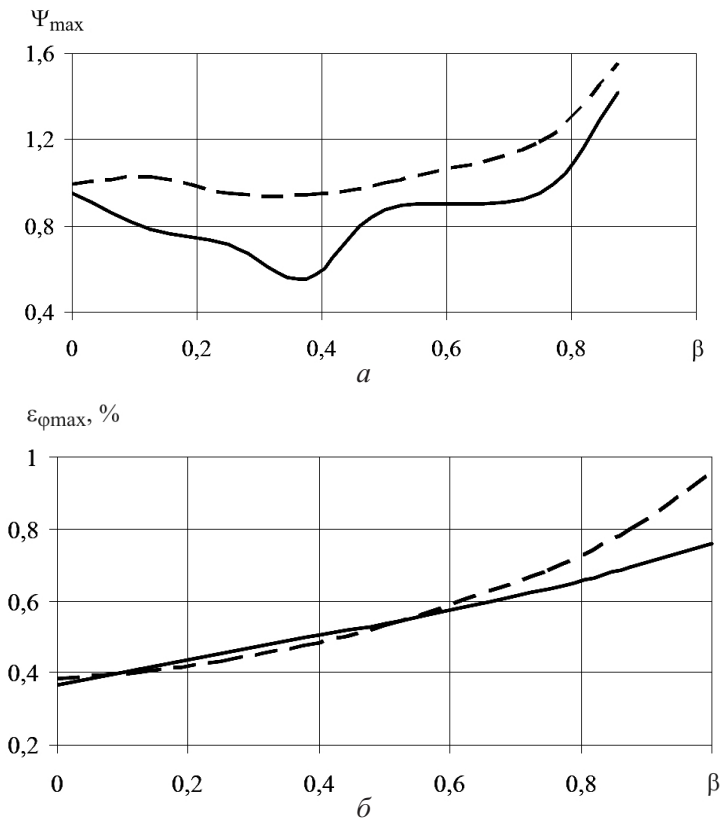


Рис. 2. К выбору оптимальной толщины металлического слоя металлокомпозитного цилиндра. (Сплошная линия соответствует центральному расположению заряда ($x_0 = 0$), штриховая – торцевому ($x_0 = L/2$).)

Следует отметить, что для такого (оптимального) металлокомпозитного цилиндра влияние осевого расположения заряда на прочность весьма существенно (рис. 3). Видно, что наличие металлического внутреннего упругопластического слоя (как показали расчеты, во всех вышерассмотренных случаях металлическая часть цилиндра испытывала пластическое деформирование) приводит к тому, что расположение заряда вблизи торца оболочки более опасно, чем в центре.

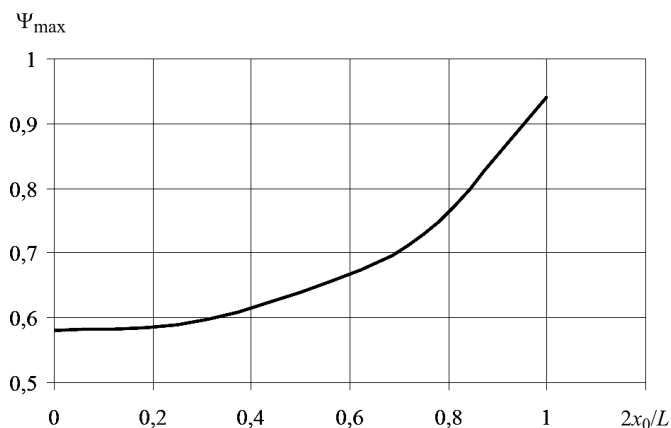


Рис. 3. Влияние осевого расположения заряда на прочность металлокомпозитного цилиндра.

Проверка металлокомпозитного цилиндра на оптимум по углу армирования. Поскольку решение задачи оптимизации по схеме предыдущих трех этапов является не вполне строгим (оно основано на некоторых инженерных предположениях), необходимо проверить, действительно ли трехслойная равнотолщинная металлокомпозитная оболочка [сталь 20; α ; $\alpha \pm 90^\circ$] будет оптимальной по прочности при $\alpha = 0$. На рис. 4 показано изменение Ψ_{\max} в зависимости от α для центрального и торцевого расположений заряда. Видно, что действительно оптимум по прочности в равнотолщинном трехслойном цилиндре достигается при ортогональном широтно-осевом армировании $[0; \pm 90^\circ]$ его композитной двухслойной части. Оптимальный цилиндр должен быть трехслойным: внутренний слой – изотропный металлический, промежуточный – цилиндрически транслопный композитный с осевым армированием, наружный – цилиндрически транслопный композитный с окружным армированием; соотношение толщин слоев 1/1/1. На этом решение задачи оптимизации можно считать завершенным.

Как показывают данные рис. 3 и 4, расположение заряда вблизи торца оболочки наиболее опасно, при этом ее напряженно-деформированное состояние (НДС) и прочность непредсказуемы. Из рис. 4 видно, что сравнительно небольшие отклонения угла армирования от оптимального значения могут привести к увеличению значений функции Ψ_{\max} более чем в три раза. Кроме того, если при центральном взрыве для любой схемы ортогонального армирования $[\alpha; \alpha \pm 90^\circ]$ наружного равнотолщинного композитного двухслоя прочность цилиндра с тем или иным запасом обеспечивалась, то при торцевом расположении заряда условие прочности соблюдалось только при оптимальном армировании $[0; \pm 90^\circ]$ композитной части оболочки.

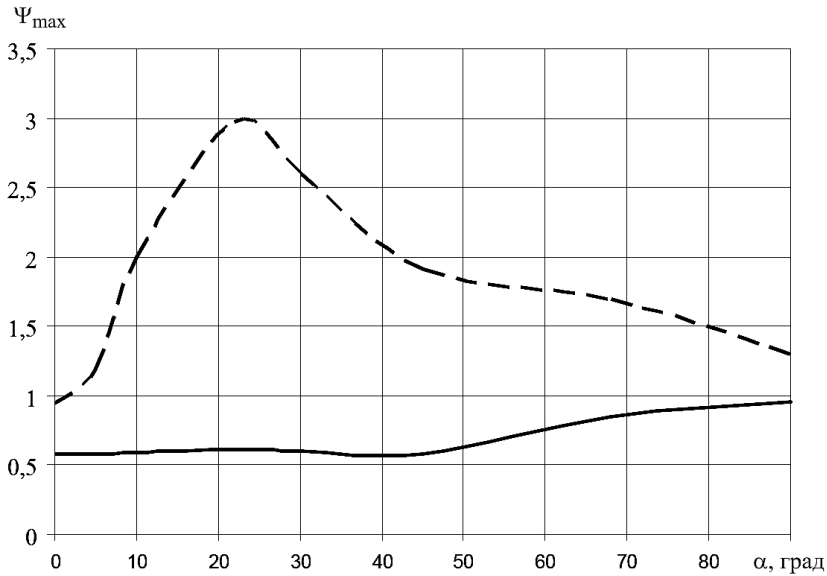


Рис. 4. Влияние схемы армирования композитной части оболочки на прочность металлокомпозитного цилиндра. (Сплошная линия – центральное расположение заряда, штриховая – торцевое.)

Обсуждение результатов. Расчеты свидетельствуют о том, что в большинстве рассмотренных случаев наиболее опасными по прочности оказались такие зоны: для однослойного цилиндра – окрестность сечения ($x = x_0$), наиболее близко расположенного к заряду, для двух- и трехслойного цилиндра – окрестность того же сечения, а также окрестность торцевой области ($x = \pm L/2$), наиболее близкой к заряду. При этом для неоднослойных цилиндров вблизи торца находятся особые точки – места выхода контактной цилиндрической поверхности на свободный плоский торец, где при определенных сочетаниях упругих характеристик контактирующих слоев могут даже возникать сингулярности [5]. При торцевом расположении заряда ($x_0 = \pm L/2$) эти зоны сливаются в одну, и НДС становится наиболее критическим.

Наличие возможных сингулярностей в неоднослойных оболочках накладывает дополнительные требования на проведение численных расчетов при решении задач оптимизации, а именно: все расчеты для цилиндров с неизменными заданными габаритными размерами (R_1 , R_2 и L) должны выполняться на одной и той же конечноразностной сетке при неизменных шагах дискретизации по радиальной и осевой координатам (в данном случае шаг по радиусу $\Delta r = 1,25$ мм, шаг по оси $\Delta x = 2\Delta r = 2,5$ мм). При этом вблизи сингулярных точек если и будут регистрироваться неестественно большие напряжения, их минимум (и, как следствие, минимум функции прочности Ψ) будет достигаться только при оптимальных схеме армирования и соотношении толщин в многослойном цилиндре. Для получения количественной оценки запаса прочности либо степени ее превышения необходимо использовать иные критерии (энергетический, интегральный и др.), которые характеризуют НДС в объеме, а не в точке. Рассмотренные выше критерии (Ашке-нази, Цая–Ву, Хоффмана и др.) характеризуют НДС именно в точке, поэтому

для тел с нерегулярными границами и особыми точками правомерность их использования сомнительна.

При рассмотрении равнотолщинной трехслойной оболочки [сталь 20; $\alpha; \alpha \pm 90^\circ$] при торцевом расположении заряда ($x_0 = L/2$) наиболее опасной оказалась схема армирования при $\alpha \approx 22^\circ$ (рис. 4). При этом опасность представляла окрестность торцевой зоны контакта промежуточного и наружного слоев, расположенная в промежуточном слое: $x \rightarrow x_0 - 0; r \rightarrow [(R_1 + 2R_2)/3] - 0$. Напряженное состояние вблизи нее таково: $\sigma_x = \tau_{x\varphi} = \tau_{xr} = 0$ ввиду граничных условий на свободном торце.

Как показывают расчеты, функция Ψ достигала максимума в момент времени, существенно превышающий время действия импульса внутреннего давления на внутреннюю поверхность цилиндра, а именно: на четверти периода радиальных колебаний цилиндра. В этот момент времени в указанной зоне напряжения σ_φ и $\tau_{r\varphi}$ максимальные, σ_r – незначительное. Поэтому можно заключить, что прочность оболочки определяется в основном величинами $\sigma_{\varphi \max}$ и $\tau_{r\varphi \max}$ в окрестности этой зоны. Данные об изменении этих величин в зависимости от угла армирования представлены в таблице.

**Изменение напряженного состояния в опасной зоне
в зависимости от армирования наружного композитного двухслоя**

α , град	$\sigma_{\varphi \max}$, МПа	$\tau_{r\varphi \max}$, МПа	$\tau_{r\varphi \max}/\sigma_{\varphi \max}$
0	30	0	0
22	60	62	1,03
45	130	48	0,37
67	275	30	0,11
90	555	0	0

Сравнение данных, приведенных на рис. 4 и в таблице, показывает, что наиболее опасная с точки зрения прочности ситуация отмечалась при одновременном достижении $\tau_{r\varphi \max}$ и отношением $\tau_{r\varphi \max}/\sigma_{\varphi \max}$ максимума как функции от α ($\tau_{r\varphi \max}/\sigma_{\varphi \max} > 1$ при $\alpha = 22^\circ$). Почти десятикратное увеличение $\sigma_{\varphi \max}$ при $\alpha = 90^\circ$ (по сравнению со случаем $\alpha = 22^\circ$) при отсутствии $\tau_{r\varphi}$ было менее опасным, поскольку при таком армировании промежуточный композитный слой обладал максимальной прочностью именно в окружном направлении.

Для рассмотренного КМ характерна существенная анизотропия как упругих, так и прочностных свойств: в зависимости от направления пределы прочности при одноосном растяжении могут изменяться в интервале 40...2000 МПа, при сжатии – 150...1500 МПа, при сдвиге – 45...80 МПа. При этом в линейно-квадратичный критерий прочности Цая–Ву сдвиговые члены входят только в виде чисто квадратичных добавок [1], и появление новых недиагональных компонент тензора напряжений с точки зрения прочности, скорее всего, будет нежелательным.

По-видимому, наиболее оптимальной схемой ортогонального армирования композитного двухслоя оказалась схема [0; 90°], при которой спиральная ортотропия вырождается в цилиндрическую, тождественно отсутствуют все

крутильные формы колебаний и по всему цилиндру тождественно обнуляются две из трех сдвиговых компонент тензора напряжений: $\tau_{x\varphi} \equiv \tau_{r\varphi} \equiv 0$. Этими свойствами обладает и схема $[90^\circ; 0]$, однако расчеты показывают, что схема $[0; 90^\circ]$ более оптимальна и приводит к меньшим значениям функции прочности Ψ . Любые отклонения от этой схемы армирования приводят только к росту Ψ .

Зависимость функции Ψ от нормальных напряжений более сложная. Кроме того, разброс прочностных характеристик по нормальным напряжениям в зависимости от направления гораздо больше (до 50 раз). Поскольку для подобных задач (цилиндрические оболочки под действием внутреннего нестационарного давления) определяющим в большинстве случаев будет именно нормальное (окружное) напряжение, найти оптимальную схему армирования, оптимальное соотношение толщин в трехслойной металлокомпозитной оболочке, а также наиболее опасное местоположение заряда ВВ можно только на основании предварительных численных оптимизационно-прочностных расчетов.

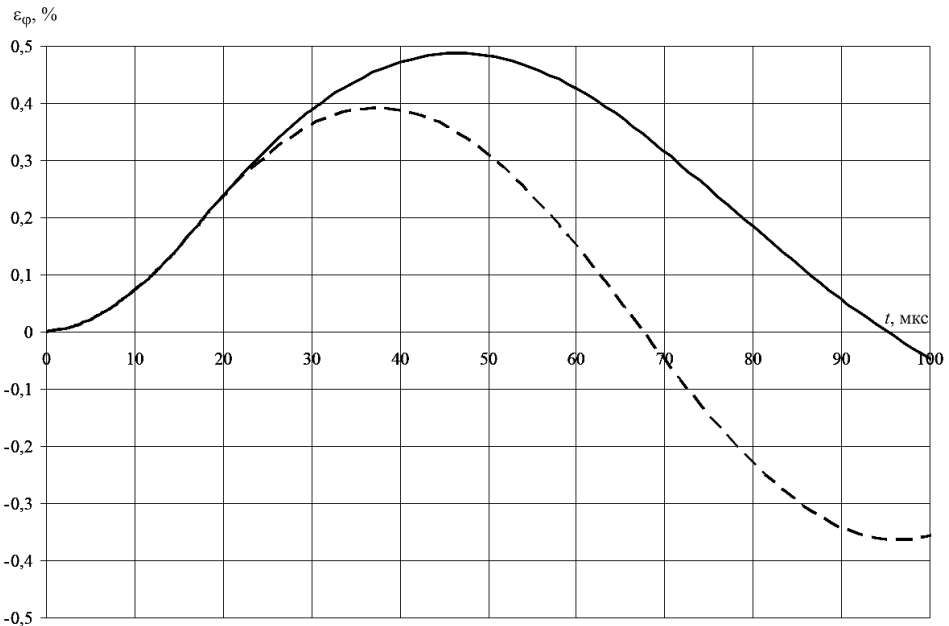
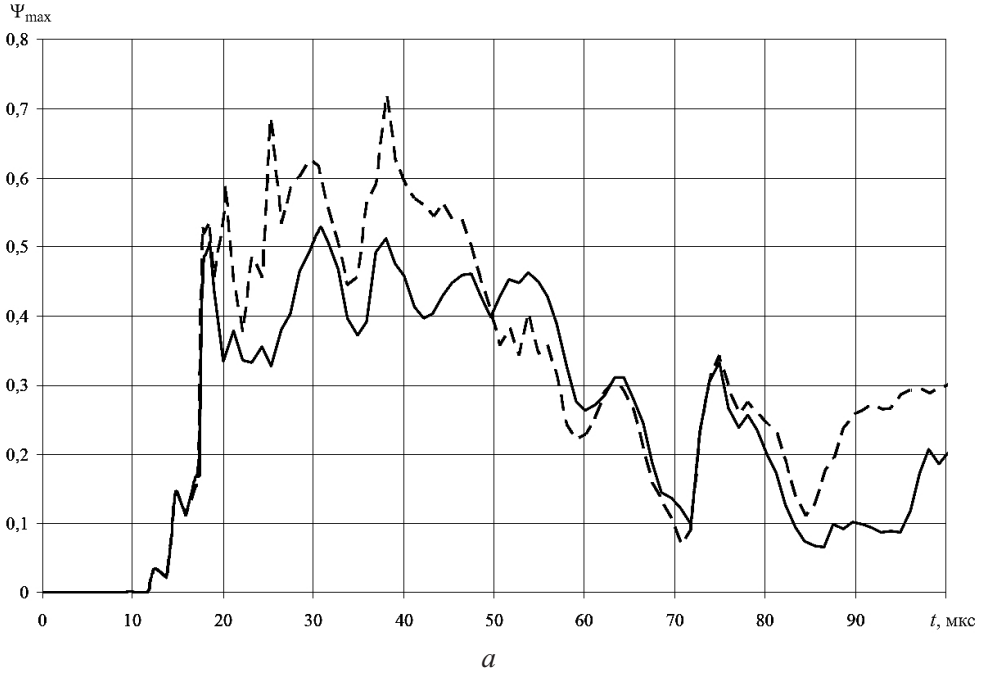
Как отмечалось выше и в сообщении [1], необратимые потери энергии при пластическом деформировании внутреннего стального слоя приводят к повышению запаса прочности многослойной металлокомпозитной оболочки. Рассмотрим оптимально спроектированный трехслойный равнотолщинный ($\beta = 1/3$) металлокомпозитный цилиндр [сталь 20; 0; $\pm 90^\circ$], находящийся под действием центрально-симметричного ($x_0 = 0$) взрыва. Согласно данным рис. 2–4 этот случай самый безопасный с точки зрения прочности. Самая опасная точка, как показывают расчеты, находится в промежуточном композитном слое вблизи поверхности контакта с внутренним стальным ($r \rightarrow [(2R_1 + R_2)/3] + 0$) в центральном сечении ($x = x_0 = 0$), наиболее близком к заряду. Покажем, что даже в этом случае влияние пластических деформаций металла на глобальные НДС и прочность многослойного цилиндра будет весьма существенным.

Влияние пластического деформирования стального слоя на НДС и прочность цилиндра иллюстрирует рис. 5.

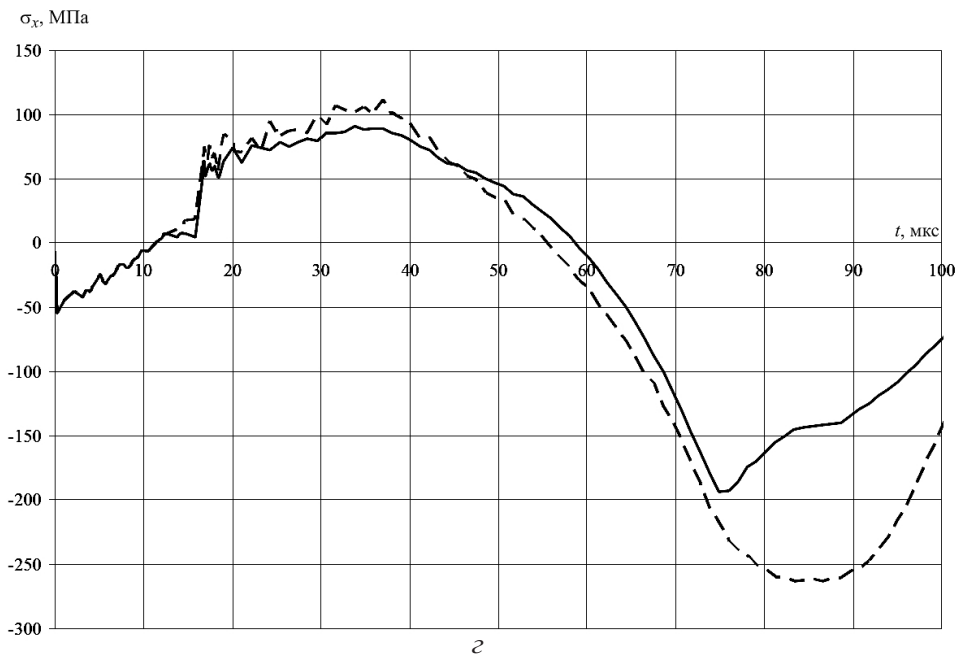
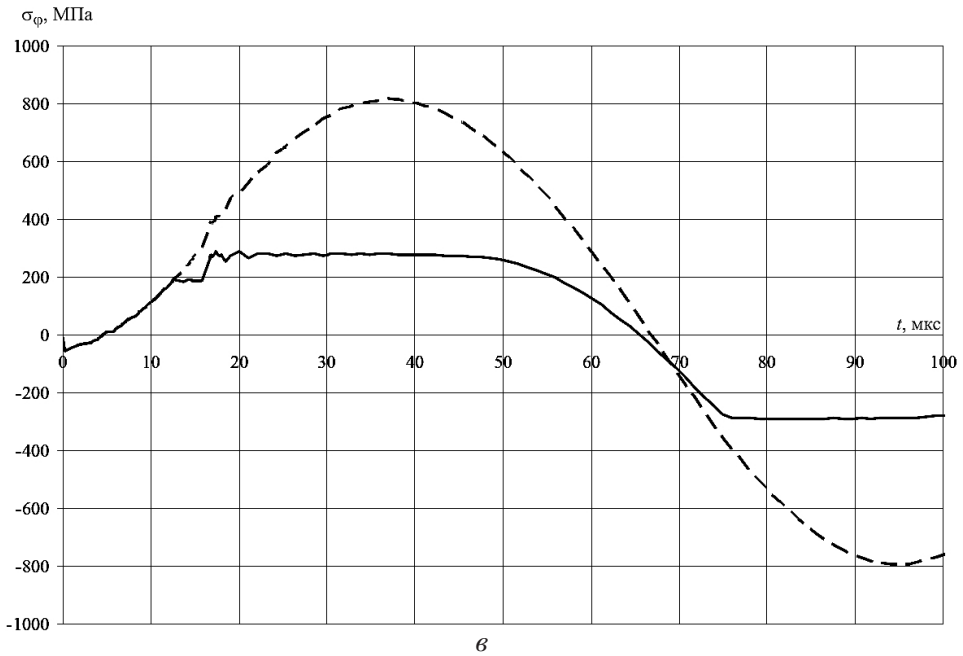
Радиальные напряжения во внутренней центральной точке соответствуют граничному условию [1]: $\sigma_r = -P_0 H(t_0 - t)$, где $P_0 = 104$ МПа; $t_0 = 15,85$ мкс. В опасной точке зависимость σ_r от t является более сложной, при этом их максимальные по модулю значения всегда меньше P_0 . Тем не менее радиальные напряжения оказывают значительное влияние на прочность оболочки, так как для рассмотренного КМ пределы прочности в радиальном направлении достаточно малы: 40 МПа при растяжении и 150 МПа при сжатии (независимо от схемы и направления спирального армирования, поскольку радиальное направление в данных задачах всегда совпадает с одним из главных направлений анизотропии, для которого характерны минимальная жесткость и прочность). Все касательные напряжения во всем центральном сечении ($x = 0$) отсутствуют.

Анализ данных показывает, что пластическое деформирование внутреннего стального слоя позволяет уменьшить уровень максимальных значений функции прочности Ψ почти в 1,5 раза по сравнению с упругой постановкой задачи (при $\sigma_T = \infty$) – рис. 5,а. Переход стали в пластическую область

существенно влияет не только на НДС самого стального слоя (рис. 5,б-г), но и на НДС упругих композитных слоев (рис. 5,д). Уровень максимальных напряжений при этом ниже, чем для упругой постановки при $\sigma_T = \infty$ (за исключением σ_x в опасной точке – рис. 5,е, однако в этом случае расхождение между кривыми незначительное). Это обусловлено необратимыми потерями энергии, полученной системой от взрывной нагрузки, на пластическое деформирование металла.



Таким образом, при проектировании подобных конструктивных элементов ВЗК важное значение имеет выбор марки стали, используемой в качестве внутреннего слоя. Например, не рекомендуется применять легированные стали типа 20ХН3А, 30ХГСА, 40ХНМА и т.п., поскольку для них характерен весьма высокий предел текучести (850...1600) МПа [3] и они деформируются практически упруго при таком нагружении. Учитывая, что плотность и упругие характеристики всех марок сталей мало различаются между собой [3], при расчетах НДС и прочности получаем невыгодную ситуацию – близкую к той,



которая на рис. 5 соответствует штриховым линиям. Для таких ВЗК рекомендуется использовать пластичные стали (типа 20) с относительно низким пределом текучести и высокой предельной деформацией ε_B при разрушении.

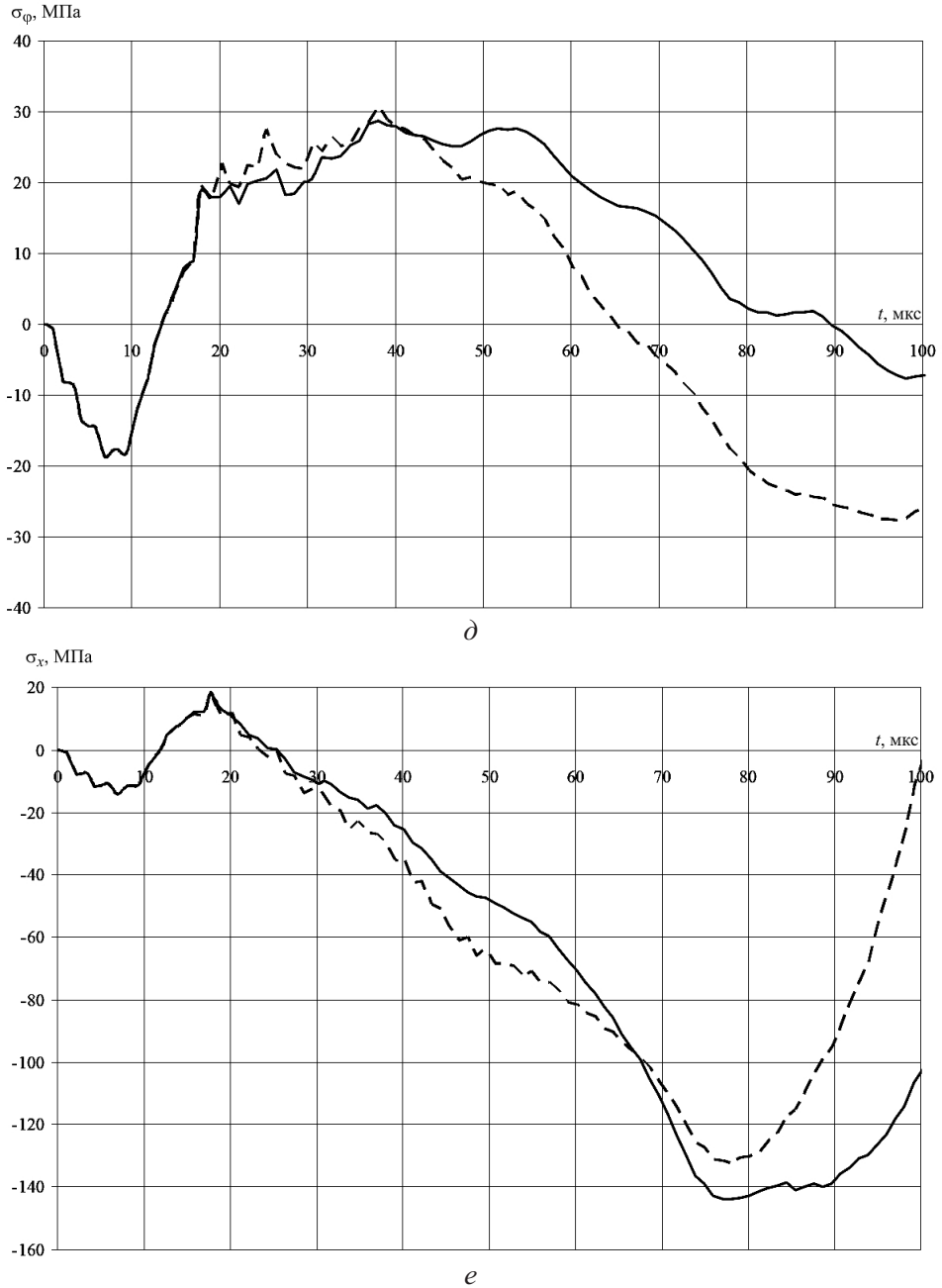


Рис. 5. Влияние пластического деформирования внутреннего металлического слоя на НДС и прочность металлокомпозитного цилиндра: a – максимальное значение функции прочности; b , v , z – окружная деформация, окружное и осевое напряжения во внутренней центральной точке ($x = 0$; $r = R_1$) соответственно; d , e – окружное и осевое напряжения в опасной точке ($x = 0$; $r \rightarrow [(2R_1 + R_2) / 3] + 0$). (Сплошные линии – по данным, полученным для упругопластической стали 20 ($\sigma_T = 250$ МПа), штриховые – в предположении, что сталь идеально упругая ($\sigma_T = \infty$).)

Заметим, что цельнометаллическая ($\beta = 1$) оболочка, выполненная из стали 20, хотя и будет при данной относительной массе заряда $\chi = 0,003$ прочной во всех вышерассмотренных случаях (максимальная окружная деформация не превышает 1% – рис. 2,б, в то время как ε_v для стали 20 как минимум на порядок, если не в 20 раз, больше [3]), все же она весьма нерациональна с точки зрения материалоемкости: примерно в 2,16 раза тяжелее оптимальной ($\beta = 1/3$) трехслойной [сталь 20; 0; $\pm 90^\circ$] оболочки.

Выводы

1. Для рассмотренных материалов (сталь 20 и транслопный однонаправлено армированный графитэпоксид) при фиксированных габаритах цилиндра и относительной массе заряда наиболее оптимальной по прочности (по критерию Цая–Ву) оказалась металлокомпозитная равнотолщинная трехслойная оболочка [сталь 20; 0; $\pm 90^\circ$].

2. Наиболее опасным оказалось расположение заряда вблизи одного из свободных торцов цилиндра, наименее – в центре симметрии оболочки.

3. Самые опасные точки локализуются либо в поперечном сечении $x = \text{const}$, наиболее близком к заряду, либо в близлежащем к заряду торце.

4. Необратимые потери энергии на пластическое деформирование внутреннего металлического слоя приводят к повышению запаса прочности многослойного цилиндра в целом. Поэтому использовать высококачественные марки сталей (типа 20ХНЗА, 30ХГСА, 40ХНМА и т.п.) с большим пределом текучести для внутренних конструктивных элементов ВЗК нежелательно. Наиболее рекомендуемы пластичные стали с относительно низким пределом текучести и высокой предельной деформацией при разрушении.

Резюме

Методом чисельного експерименту розв'язано задачу оптимізації тришарового металокомпозитного циліндра скінченної довжини під дією осесиметричного внутрішнього вибуху щодо визначення найкращого співвідношення товщин шарів і схеми армування його анізотропної композитної частини з умови максимального запасу міцності за критерієм Цая–Ву при фіксованих габаритних розмірах циліндра і відносній масі заряду. Показано, що використання пружно-пластичної ізотропної сталі 20 для внутрішнього шару суттєво підвищує міцність, зокрема, за рахунок пластичної течії металу металокомпозитного циліндра порівняно з чисто композитним. Використання високоміцних сталей з високою границею текучості небажано. Застосування суцільнометалевих оболонок нерационально з позицій матеріалоемності – вони занадто важкі.

1. *Ромащенко В. А.* Оценка прочности композитных и металлокомпозитных цилиндров при импульсном нагружении. Сообщ. 1. Правила выбора и сравнительный анализ различных критериев прочности анизотропного материала // Пробл. прочности. – 2012. – № 4. – С. 42 – 57.

2. *Рыжанский В. М., Минеев В. Н., Иванов А. Г. и др.* Разрушение цилиндрических стеклоэпоксидных оболочек, заполненных водой, при внутреннем импульсном нагружении // *Механика полимеров*. – 1978. – № 2. – С. 283 – 289.
3. *Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В. В.* Справочник по сопротивлению материалов. – Киев: Дельта, 2008. – 816 с.
4. *Christensen R. M.* Stress based yield/failure criteria for fiber composites // *Int. J. Solids Struct.* – 1997. – **34**, No. 5. – P. 529 – 543.
5. *Партон В. З., Перлин П. И.* Методы математической теории упругости. – М.: Наука, 1981. – 688 с.

Поступила 10. 02. 2011