

Численный анализ напряженно-деформированного состояния и прочности металлокомпозитного бака высокого давления

А. Е. Буров^{а,б}, А. М. Лепихин^{а,б}, Н. А. Махутов^в, В. В. Москвичев^{а,б,1}

^а СКТБ “Наука” КНЦ СО РАН, Красноярск, Россия

^б Институт вычислительных технологий СО РАН, Новосибирск, Россия

^в Институт машиноведения им. А. А. Благодного РАН, Москва, Россия

¹ moskvich@icm.krasn.ru

Представлены обобщенные результаты расчета напряженно-деформированного состояния и прочности металлокомпозитного бака высокого давления. Показано, что особенности напряженно-деформированного состояния металлического лайнера и условия взаимодействия между поверхностями лайнера и композитной оболочки оказывают существенное влияние на деформативность и прочность бака. Определены предельные значения давления и сформулированы основные факторы, влияющие на стабильность геометрии бака.

Ключевые слова: численное моделирование, сосуд высокого давления, космический аппарат, металлический лайнер, напряженно-деформированное состояние, прочность.

Введение. Металлокомпозитные конструкции сосудов различного назначения широко применяются в авиационной и ракетно-космической технике. Особые перспективы такие конструкции представляют для баков высокого давления двигателей космических аппаратов. Малая масса и высокая прочность металлокомпозитных баков позволяют запасать объемы расходного тела, достаточные не только для коррекции орбиты в течение срока активного существования космического аппарата, но и для его самостоятельного доведения с опорной орбиты на заданную рабочую орбиту. Высокие требования к надежности таких баков и большой срок активного существования космического аппарата на орбите обуславливают необходимость всестороннего расчетно-экспериментального обоснования конструкции и оценки предельных рабочих параметров.

В настоящей работе рассматривается конструкция металлокомпозитного бака высокого давления (МКБВД), разработанная АО “Центральный научно-исследовательский институт специального машиностроения” совместно с АО “Информационные спутниковые системы” имени академика М. Ф. Решетнева” для электрореактивных двигателей космических аппаратов. Основная функция МКБВД заключается в хранении необходимого объема рабочего тела (ксенона). По техническим условиям давление разрушения МКБВД должно быть не меньше $(13,5 \pm 0,5)$ МПа для бака с запасом ксенона 300 кг и $(18,9 \pm 0,5)$ МПа для бака с запасом ксенона 500 кг. Срок активного существования космического аппарата составляет не менее 15 лет (150000 ч) при вероятности безотказной работы не ниже 0,999. Для обеспечения указанных параметров были использованы решения нетривиальных задач выбора оптимальной формы бака, конструкционных материалов, обоснования методов конструктивно-технологического исполнения и контроля качества композитных конструкций [1–3]. Отдельно с использованием расчетно-экспериментальных методов [4–6] решались задачи по оценке прочности, ресурса, надежности, безопасности МКБВД и его соответствия условиям длительной эксплуатации на орбите. Ниже представлены обобщенные результаты модельных численных расчетов напряженно-деформированного состояния (НДС) и разрушения конструкций МКБВД.

1. Конструкция и материалы для металлокомпозитного бака. Разработанная базовая конструкция МКБВД представляет собой осесимметричную эллипсоидную оболочку вращения, состоящую из тонкостенного металлического сосуда (лейнера) и композитной оболочки (рис. 1). Металлический лейнер обеспечивает герметичность МКБВД, а композитная оболочка – его прочность. Лейнер – это тонкостенная сварная емкость из титанового сплава, состоящая из двух днищ переменной толщины, сваренных между собой на подкладном кольце, и двух фланцев. Заготовки днищ изготавливаются методом раскатки из листа титанового сплава ВТ1-0 толщиной 1,5 мм по ГОСТ 22178-76. Согласно техническим условиям условный предел текучести сплава $\sigma_{0,2} = 340$ МПа, предел прочности $\sigma_B = 415$ МПа, относительное сужение при разрыве $\psi = 50\%$, модуль упругости $E = 110$ ГПа и коэффициент Пуассона $\nu = 0,32$. Фланцы МКБВД изготавливаются сборно-сварными биметаллическими из сплава ВТ1-0 и стали 12Х18Н10Т, композитная силовая оболочка – спирально-кольцевым методом непрерывной намотки на лейнер пакетов угольных волокон в несколько слоев. Материал волокон – IMS-60. В качестве связующего используется эпоксидная смола ЭДИ или ЭДУ. Механические характеристики монослоя композита: $E_1 = 160$ ГПа; $E_2 = E_3 = 7$ ГПа; $G_{12} = G_{13} = 3,8$ ГПа; $G_{23} = 3,4$ ГПа; коэффициенты Пуассона $\nu_{12} = \nu_{13} = 0,26$, $\nu_{23} = 0,49$.

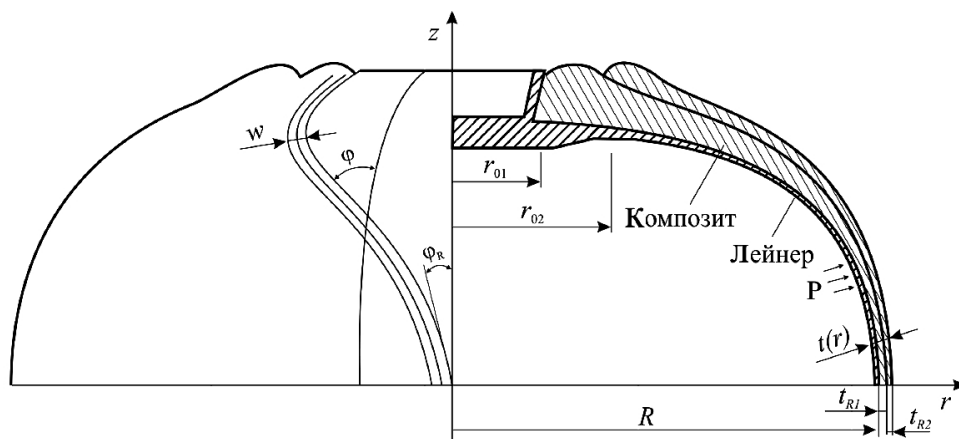


Рис. 1. Расчетная схема конструкции металлокомпозитного бака.

Концепция конструкции бака основана на использовании следующих предположений: композитный материал является анизотропным (несущая способность однонаправленного слоя при растяжении поперек волокон не учитывается); внутреннее давление воспринимается только композитным материалом (несущая способность лейнера не учитывается) [1, 2]. В рамках этой концепции при проектировании МКБВД были проведены предварительные расчетные обоснования прочности конструкции и оценки предельных эксплуатационных параметров: коэффициентов запаса прочности и проектных разрушающих давлений [4]. Фактический механизм совместного деформирования лейнера и композитной оболочки при этом не исследовался и связанные с этим условия достижения предельных состояний бака не рассматривались.

Для исследования особенностей механизмов деформирования и разрушения МКБВД при действии рабочих и транспортных нагрузок были проведены специальные численные расчеты НДС и уникальные пневматические испытания натуральных образцов баков с визуальным, инструментально-измерительным и акустико-эмиссионным контролем их состояния вплоть до момента разрушения.

2. Разработка численной модели. Численные расчеты НДС выполнялись методом конечных элементов (МКЭ), который в настоящее время широко используется для линейных и нелинейных задач механики деформируемого твердого тела. Однако популярные пакеты МКЭ, такие как ANSYS, ABAQUS, Nastran и др., обладая большим набором моделей неупругого поведения материалов, не имеют достаточных инструментов и средств для адекватного моделирования процессов деформирования и разрушения металлокомпозитных конструкций. В большинстве случаев моделирование композитных баков проводится с использованием осесимметричных конечных элементов или элементов слоистой оболочки [7, 8]. Такие модели, имея преимущество перед трехмерными моделями за счет снижения размерности задачи, не могут в полной мере отразить геометрические и деформационные особенности элементов МКБВД и их взаимодействие. Так, использование оболочечных элементов не позволяет детально представить геометрию фланца и других конструктивных особенностей лайнера в области полюсного отверстия. Кроме того, осесимметричное описание конструкции МКБВД не может быть использовано при моделировании разрушения, поскольку такое описание основано на применении эффективных механических характеристик пакета слоев композита.

С учетом этих обстоятельств была разработана специальная вычислительная модель, базирующаяся на представлениях континуальной механики поврежденности [9, 10], связывающей процессы накопления повреждений и деградацию механических свойств материала с изменением НДС. При этом процесс деформирования и разрушения рассматривался как многостадийный, многофакторный, охватывающий различные масштабные уровни конструкции [6].

Блок-схема численного моделирования НДС и предельных состояний (ПС) включала создание геометрической (CAD) модели, импорт модели в пакет МКЭ (ANSYS), задание свойств конструкционных материалов, задание нагрузок, создание матрицы проекта, расчет НДС, импорт НДС в отдельные процедуры анализа ПС, определение параметров ПС. Геометрическая модель отражала особенности геометрии бака, неравномерность толщины лайнера и композитной оболочки, направление укладки лент (угол армирования), количество слоев лент. Модель учитывала намотку по геодезическим траекториям двух семейств нитей, каждое из которых характеризуется своими значениями радиуса полюсного отверстия r_{0i} , угла армирования φ_{Ri} и толщины композита на экваторе t_{Ri} . Использовались следующие параметры намотки: $R = 500$ мм; $r_{01} = 40$ мм; $r_{02} = 75$ мм; $t_{R1} = 2,0$ мм; $t_{R2} = 1,0$ мм; $\varphi_{R1} = 4,6^\circ$; $\varphi_{R2} = 8,5^\circ$; ширина ленты $w = 24$ мм. Толщина лайнера t_l изменяется в диапазоне $0,8 \dots 1,5$ мм, что обусловлено технологией изготовления.

Численное моделирование было реализовано в многоуровневой постановке с построением геометрических и численных моделей отдельного слоя, многослойной композитной оболочки, металлического лайнера, взаимодействия поверхностей лайнера и оболочки. При моделировании ПС отдельного слоя композитного материала рассматривались четыре схемы разрушения: при продольном растяжении и сжатии; при поперечном растяжении и сжатии. Предельное состояние бака определялось по трем критериям: максимальных напряжений [11]; Хашина [12] и Цая–Бу [13].

Моделирование деформирования и разрушения МКБВД заключалось в численной реализации взаимосвязанных моделей, определяющих: переход композита от неповрежденного состояния к поврежденному в зависимости от типа разрушения (инициация разрушения); закон накопления повреждений; зависимость изменения характеристик упругих свойств материала от уровня поврежденности. Для построения модели использовались специально разработанные оригинальные пользовательские процедуры, интегрированные в комплекс инженерного анализа ANSYS. Взаимосвязь между пользовательскими моделями реализована на языке параметрического моделирования базового программного продукта.

Конечноэлементная модель (рис. 2) была разработана с использованием объемного гексагонального 20-узлового конечного элемента второго порядка с тремя степенями свободы в каждом узле и с опциями однородного и слоистого тела. Взаимодействие лайнера с композитной оболочкой моделировалось контактом двух деформируемых тел с использованием 8-узловых элементов. Контактная пара включала внутреннюю поверхность композитной оболочки, принимаемую за целевую поверхность, к которой направлен контакт, и внешнюю поверхность лайнера. Рассматривались три возможных варианта взаимодействия контактирующих поверхностей: совместное, без проскальзывания деформирования лайнера и композитной оболочки; скольжение поверхностей относительно друг друга с учетом сил трения по закону Амонтона–Кулона; свободное скольжение поверхностей (без трения).

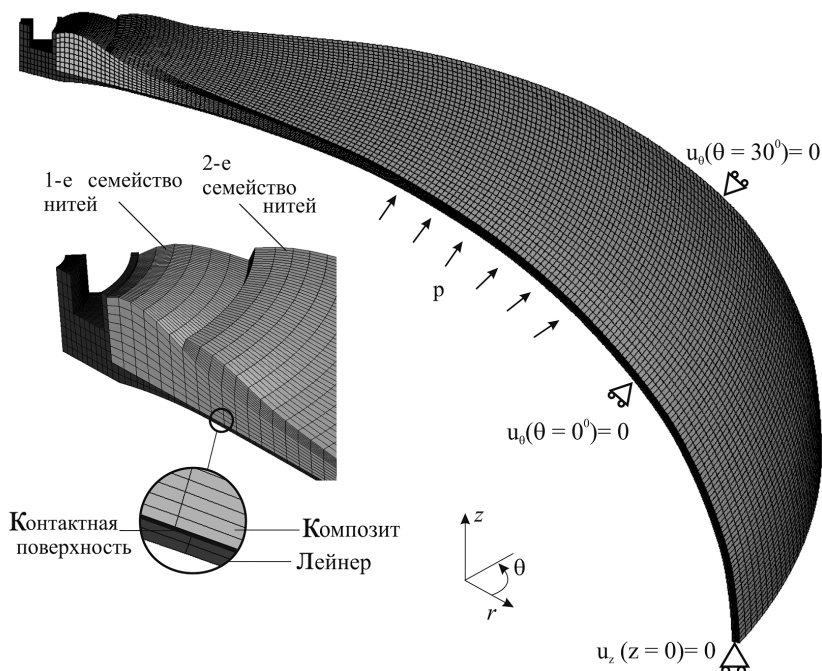


Рис. 2. Конечноэлементная модель конструкции.

Кинематические граничные условия, определяющие цикличность сегмента конструкции, задавались путем соответствующего поворота системы координат узлов, находящихся на поверхностях симметрии (гранях сегмента). Элемент силовой оболочки представлял собой слоистый композиционный материал, каждый монослой которого является упругим трехмерным ортотропным телом, а эффективные жесткостные характеристики вычисляются в зависимости от схемы армирования и количества слоев. Для лайнера использована модель упругопластичного материала с изотропным упрочнением, для которого справедливы уравнения Прандтля–Рейсса и условия пластичности Мизеса [14]. Расчет проводился в нелинейной постановке с учетом геометрической нелинейности, связанной с изменением формы бака под действием нагрузки. Инициация разрушения индивидуальных слоев композитной оболочки определялась по критериям Хашина, ассоциированным с определенным типом разрушения. Определяющие неравенства представлены в табл. 1. Ось 1 совпадает с направлением армирования; X_t , X_c , Y_t , Y_c – разрушающие напряжения при растяжении и сжатии вдоль и поперек оси армирования соответственно, S_l , S_t – предел прочности при продольном и поперечном сдвиге соответственно.

Т а б л и ц а 1

Типы разрушения по критериям Хашина

Разрушение матрицы при растяжении ($\sigma_{22} + \sigma_{33} > 0$)	$\left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_t} \right)^2 + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S_t^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_t^2} \geq 1$
Разрушение матрицы при сжатии ($\sigma_{22} + \sigma_{33} \leq 0$)	$\frac{1}{Y_c} \left[\left(\frac{Y_c}{2S_t} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{1}{4S_t^2} (\sigma_{22} + \sigma_{33})^2 + \frac{1}{S_t^2} (\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \frac{1}{S_t^2} (\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2) \geq 1$
Разрушение волокна при растяжении $\sigma_{11} > 0$	$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S_t^2} \geq 1$
Разрушение волокна при сжатии $\sigma_{11} \leq 0$	$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 \geq 1$

Эквивалентные перемещения и напряжения для соответствующих мод разрушения определялись следующим образом:

$$u_{eq} = L_e \sqrt{\langle \varepsilon_{11} \rangle^2 + \alpha \varepsilon_{12}^2},$$

$$\sigma_{eq} u_{eq} = L_e \langle \sigma_{11} \rangle \langle \varepsilon_{11} \rangle + \alpha \sigma_{12} \varepsilon_{12}$$

(разрушение волокон при растяжении);

$$u_{eq} = L_e \langle -\varepsilon_{11} \rangle,$$

$$\sigma_{eq} = \langle -\sigma_{11} \rangle$$

(разрушение волокон при сжатии);

$$u_{eq} = L_e \sqrt{\langle \varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2},$$

$$\sigma_{eq} u_{eq} = L_e \langle \sigma_{22} \rangle \langle \varepsilon_{22} \rangle + \sigma_{12} \varepsilon_{12}$$

(разрушение матрицы при растяжении);

$$u_{eq} = L_e \sqrt{\langle -\varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2},$$

$$\sigma_{eq} u_{eq} = L_e \langle -\sigma_{22} \rangle \langle -\varepsilon_{22} \rangle + \sigma_{12} \varepsilon_{12}$$

(разрушение матрицы при сжатии),

где $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$; $\alpha = 0 \dots 1$ – параметр, используемый для обеспечения сходимости решения при значениях напряжений вдоль направления армирования, близких к нулю; L_e – характерный размер элемента.

Параметр поврежденности для каждого типа разрушения вычислялся по эквивалентным перемещениям:

$$d = \frac{u_{eq}^c (u_{eq} - u_{eq}^0)}{u_{eq} (u_{eq}^c - u_{eq}^0)},$$

где u_{eq}^0 – эквивалентные перемещения, соответствующие инициации разрушения.

3. Результаты анализа НДС и механизмов разрушения. Анализ НДС лейнера как отдельной конструкции показал сложную картину изменения меридиональных ε_α , окружных ε_β и радиальных ε_r деформаций днища (рис. 3). Величина ε_α оказалась значительно больше, чем ε_β . Причем деформации ε_β в области экватора имеют отрицательные значения. Такое распределение полей деформаций приводит к существенным перемещениям лейнера в меридиональном направлении в области фланца и незначительным отрицательным смещениям в радиальном направлении на экваторе. Эта особенность демонстрируется на вставке рис. 3, где показаны исходный и деформированный контуры лейнера. Согласно расчетам внутреннее давление, при котором конструкция лейнера теряет несущую способность (достигается его предельное состояние), равно 2,4 МПа.

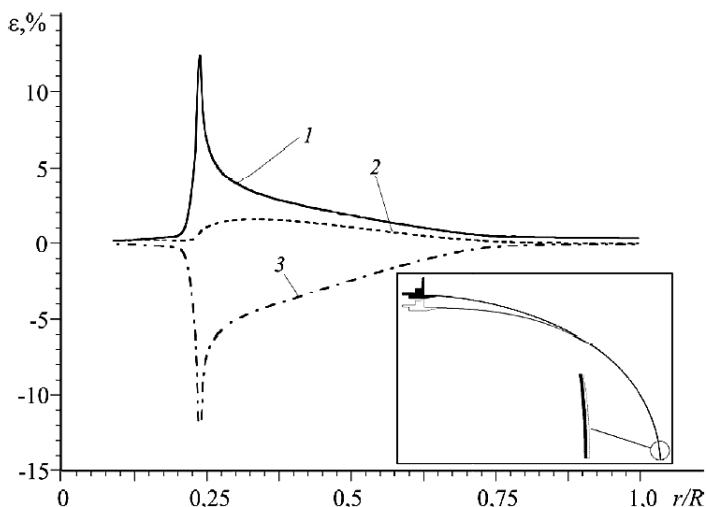


Рис. 3. Распределение меридиональных ε_α (1), окружных ε_β (2) и радиальных ε_r (3) деформаций в зависимости от радиуса.

Следует отметить выраженную объемность НДС в области сварного соединения фланцев с днищами лейнера, обусловленную большими значениями всех трех главных деформаций. В этой области также наблюдается высокая концентрация локальных деформаций, вызванная не только изменением жесткости за счет увеличения площади поперечного сечения фланца по сравнению с мембраной днища, но и особенностью деформирования, о которой упоминалось выше. Уровень концентрации деформаций возрастает с повышением нагрузки в результате соответствующего увеличения пластических деформаций в этой области. Заметим, что основная часть материала лейнера деформируется упруго даже при давлениях, близких к предельному значению.

Напряженно-деформированное состояние лейнера в составе МКБВД существенно отличается от вышеприведенного. При совместном деформировании на стадии возрастания внутреннего давления лейнер вынужденно следует за перемещениями композитной оболочки. При этом функции максимальных интенсивностей деформаций зависят от характера взаимодействия поверхностей (рис. 4).

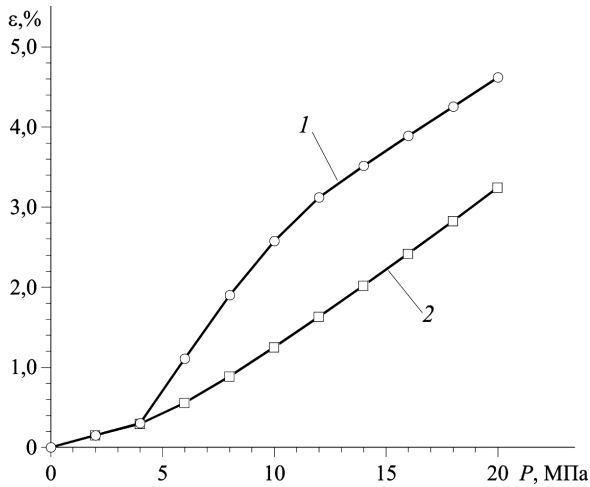


Рис. 4. Зависимость деформаций от внутреннего давления: 1 – скольжение без трения; 2 – совместное деформирование.

Наличие относительно жесткого фланца в полюсном отверстии МКБВД, препятствующего свободному деформированию композитной силовой оболочки, приводит к неоднородному распределению усилий и деформаций. Напряженно-деформированное состояние в этой области зависит от конструктивного исполнения фланца и механических характеристик материалов лейнера и композита. Углепластик деформируется упруго во всем диапазоне давлений, достигая деформации порядка 0,5...0,8% при рабочем давлении и порядка 1...1,5% при давлении разрушения композитной оболочки. Указанные значения превышают уровень деформаций текучести титановых сплавов, которые для сплава ВТ1-0 составляют около 0,3%. Расчетные диаграммы упругопластического деформирования лейнера в координатах интенсивностей напряжений и деформаций при разном конструктивном исполнении (количестве слоев) композитной оболочки показаны на рис. 5.

Как видно, величина пластических деформаций существенно увеличивается с ростом давления. Использование девятислойной намотки приводит к снижению уровня упругопластических деформаций в лейнере за счет повышения жесткости композитной оболочки по сравнению с семи- и пятислойной намоткой. В результате этих особенностей деформирования при технологических испытаниях МКБВД, когда возникают циклы нагрузка–разгрузка, в металле лейнера будут накапливаться необратимые пластические деформации, что может привести к его разрушению. Размах упругопластических деформаций в указанных циклах будет зависеть от уровня давления и жесткости (количества слоев) композитной оболочки. Наличие конструктивного концентратора в виде сварного шва, пластические свойства которого ниже, чем основного металла, локализует зону возможного разрушения лейнера. Кроме того, на стадии снижения давления возможна локальная потеря устойчивости стенки лейнера в области фланца, обусловленная давлением композитной оболочки на лейнер, что усугубляет проблему обеспечения прочности лейнера.

Напряженно-деформированное состояние композитной оболочки характеризуется существенной неоднородностью как по меридиональной координате, так и по толщине. На рис. 6 приведено изменение главных напряжений в монослое (армирующая лента) в зависимости от координаты r в пакете композита. Наибольший градиент НДС наблюдается в области полюсного утолщения оболочки, что характерно для напряжений, действующих как вдоль, так и перпендикулярно направлению армирования. Следует отметить, что в области, примыкающей к полюсному отверстию

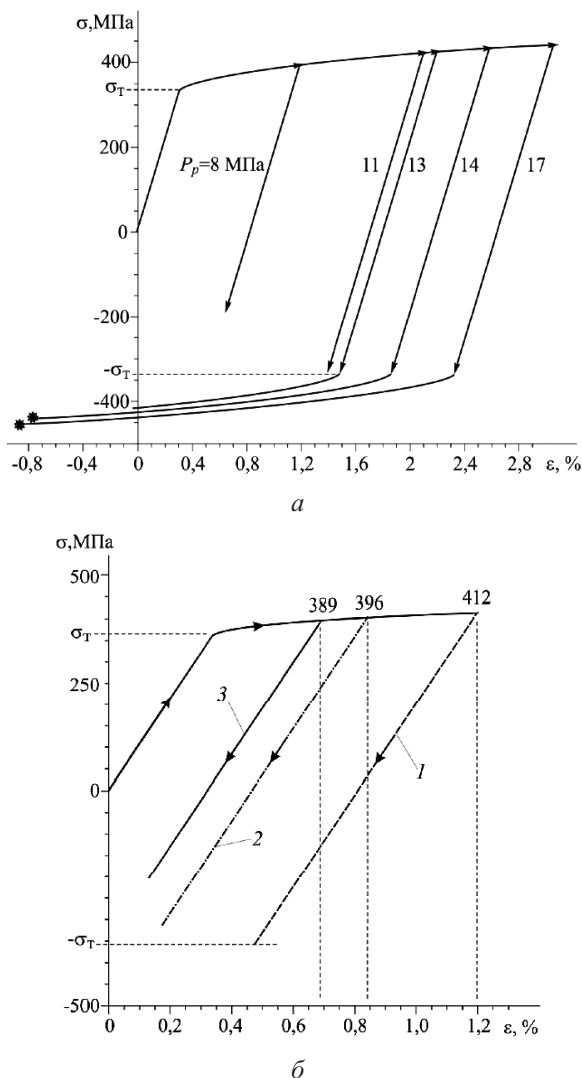


Рис. 5. Диаграммы деформирования металла лайнера в составе МКБВД в зависимости от уровня давления (а) и количества слоев композита (б): 1 – пять слоев; 2 – семь слоев; 3 – девять слоев.

тию, в диапазоне $r_0 \leq r \leq R/4$ напряжения σ_2 в отдельных элементах на внутренней поверхности силового слоя выше значений прочности композитной ленты при растяжении поперек волокон Y_t даже при воздействии рабочего давления. Значения главных касательных напряжений при расчетных нагрузках не превышают 1 МПа, что, как было отмечено выше, обусловлено формой бака.

В соответствии с указанными особенностями НДС достижение предельного состояния композитного слоя также является функцией координат, т.е. зависит от местоположения элемента как вдоль меридиональной координаты, так и по толщине силового слоя. Об этом свидетельствуют результаты расчета функции прочности по критерию Цзя–Ву [13] (рис. 7):

$$F = f_1\sigma_1 + f_2\sigma_2 + f_{12}\sigma_1\sigma_2 + f_{11}\sigma_1^2 + f_{22}\sigma_2^2 + f_{66}\tau_{12}^2 \leq 1;$$

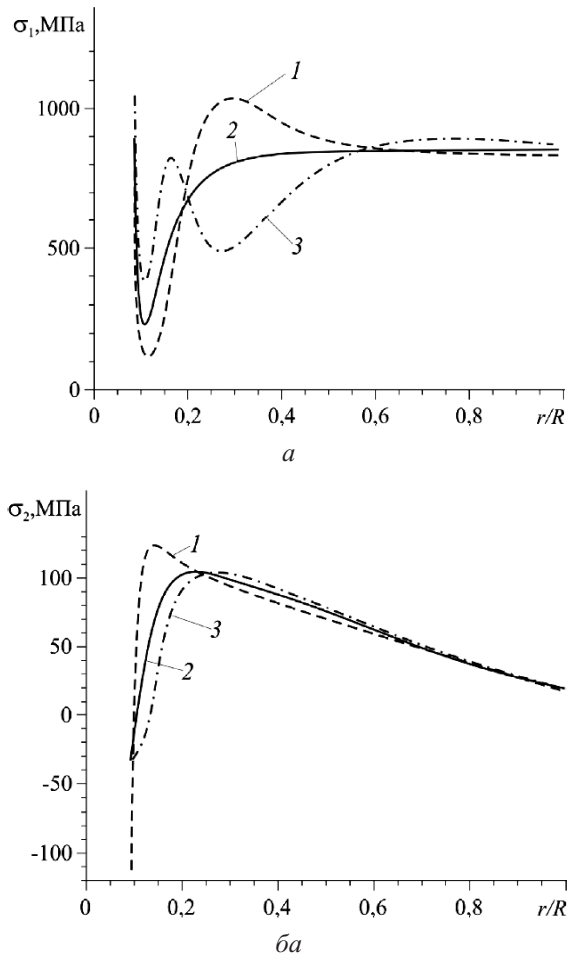


Рис. 6. Изменение главных напряжений σ_1 (а) и σ_2 (б) в монослое композита в зависимости от координаты r на внутренней (1), средней (2) и внешней (3) поверхностях силового слоя при $P = 11$ МПа.

$$f_1 = \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}; \quad f_2 = \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}; \quad f_{66} = \frac{1}{S_l^2};$$

$$f_{11} = \frac{1}{X_t X_c}; \quad f_{22} = \frac{1}{Y_t Y_c}; \quad f_{12} = -\sqrt{f_{11} f_{22}}.$$

Следует отметить, что на расчетные характеристики предельных состояний композитной оболочки существенное влияние оказывает используемый критерий прочности. На рис. 8 приведены зависимости коэффициента запаса прочности n от радиальной координаты r , полученные по разным критериям прочности при рабочем давлении. В данном случае коэффициент запаса прочности n по критерию Цая–Ву определяется как величина, обратная функции прочности F . Такое различие в значительной степени обусловлено особенностью критерия максимальных напряжений. Для расчета использовались следующие значения характеристик прочности композита: $X_t = 1850$ МПа; $X_c = -1850$ МПа; $Y_t = 80$ МПа; $Y_c = -80$ МПа; $S_l = 100$ МПа.

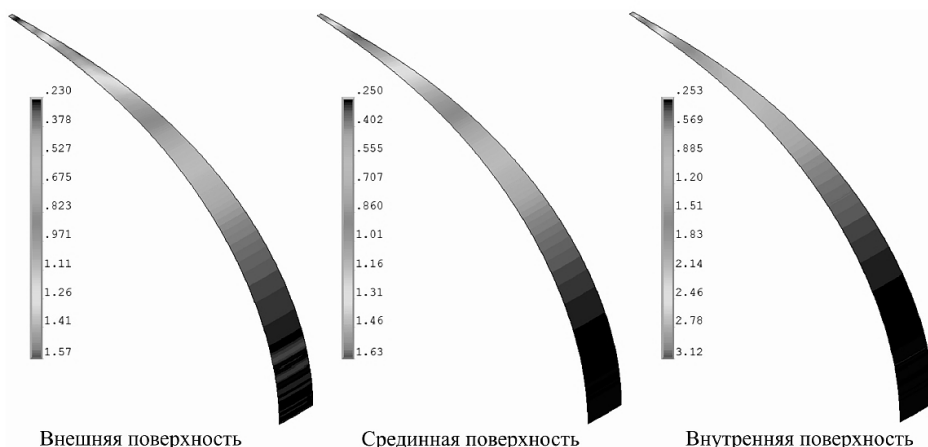


Рис. 7. Распределение значений функции прочности по критерию Цая–Бу в зависимости от положения монослоя композита ($P = 14$ МПа).

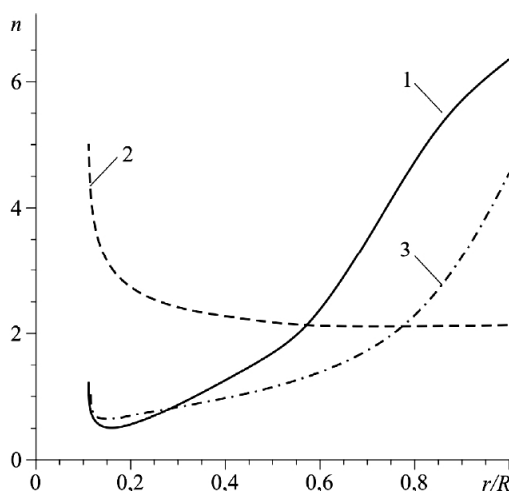


Рис. 8. Изменение коэффициента запаса прочности по разным критериям в зависимости от радиальной координаты r : 1 – по критерию Цая–Бу, 2 – X_t/σ_1 ; 3 – Y_t/σ_2 .

Анализ эволюции поврежденности элементов композитной оболочки при повышении давления выявил наличие смены доминирующего типа разрушения композитной оболочки с увеличением нагрузки. В результате более низкой прочности ленты в поперечном направлении первоначально матрица разрушается на внешней поверхности оболочки в области соединения фланцев с днищами лайнера, а также на внутренней поверхности композитного слоя в месте резкого изменения угла армирования. Появление разрушенных элементов приводит к перераспределению напряжений и возникновению концентрации напряжений в соседних элементах. Развиваясь по мере роста нагрузки, область повреждения матрицы распространяется в направлении экватора. Затем возникают повреждения по типу обрывов волокон, накопление которых приводит к снижению жесткости силового слоя, что проявляется в увеличении перемещений оболочки в осевом направлении и уровня пластических деформаций в лайнере. По достижении предельного состояния происходит стремительное повышение уровня поврежденности композита с последующим разрушением МКБВД.

Как известно, композитные материалы неизбежно содержат начальные повреждения структуры, обусловленные несовершенством технологического процесса. Влияние начальной поврежденности на прочность МКБВД исследовали с использованием вышеуказанных процедур в виде расчета зависимости предельного давления от доли поврежденности композита. Исходная поврежденность задавалась путем назначения в составе слоистого пакета композита случайной области разрушенного слоя (слоев). Уровень поврежденности определялся как отношение количества условно разрушенных слоев к общему числу слоев в композитной оболочке. Учитывая, что моделирование процесса разрушения чувствительно к начальному распределению повреждений в объеме композитной оболочки, расчеты для каждого уровня выполнялись три-четыре раза с различным массивом случайных областей повреждения.

Полученная расчетная зависимость предельного давления от уровня поврежденности оболочки имеет три характерных участка в диапазонах $0 \dots 0,04$, $0,04 \dots 0,32$ и выше $0,32$, каждому из которых соответствует свой основной механизм разрушения (рис. 9). На первом участке происходит резкое снижение остаточной прочности композитной оболочки от уровня поврежденности. Это можно объяснить механизмом формирования начальных кластеров повреждений. Как показывают расчеты, давление разрушения на этом участке имеет незначительные вариации. В диапазоне поврежденности $0,04 \dots 0,32$ происходит накопление рассеянных кластеров повреждений с постепенным снижением разрушающих давлений с нарастающими вариациями их значений. При уровне поврежденности выше $0,32$ характер разрушения меняется. Кластеры повреждений объединяются, образуя локализованные зоны повреждений. Механизм разрушения для такой высокой и сосредоточенной начальной поврежденности соответствует предельному состоянию композитных конструкций с развитием дефектов типа трещины. Ввиду существенного влияния статистических факторов на макроуровне в данном случае имеет место большой разброс значений предельных давлений.

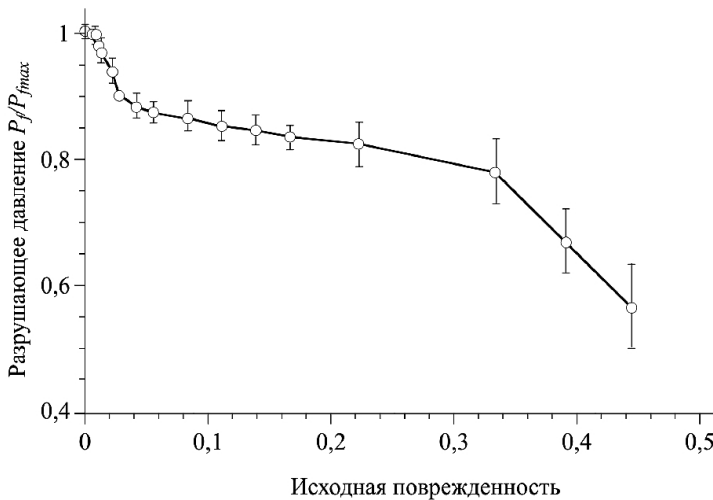


Рис. 9. Зависимость предельного давления от уровня поврежденности силовой композитной оболочки.

Используемые при изготовлении МКБВД методы неразрушающего контроля способны выявлять дефекты, соответствующие уровням поврежденности композитной оболочки более $0,04$. С учетом регламентируемого значения коэффициента запаса $1,8$ по разрушающему давлению на основании представленных расчетов можно полагать, что МКБВД обладает достаточной несущей способностью.

Заключение. Металлокомпозитные сосуды высокого давления являются специфическим объектом как по характеру напряженно-деформированного состояния, так и по условиям и механизмам достижения предельных состояний. Прочность таких баков во многом определяется жесткостью композитной оболочки и конструкцией фланцев лейнера. Выполненные исследования показывают, что МКБВД обладают высокими прочностными характеристиками, соответствуют заданным условиям применения в качестве топливных баков для электрореактивных двигателей космических аппаратов, а также имеют хорошее соотношение массы бака к массе рабочего тела.

Разработанная численная модель, учитывающая взаимодействие лейнера и композитной оболочки, а также деградацию свойств композита в процессе нагружения, достаточно адекватно воспроизводит особенности механики деформирования и разрушения МКБВД. Модель позволяет установить характерные особенности напряженно-деформированного состояния, которые заключаются в наличии высоких уровней пластических деформаций в лейнере и неравномерном распределении напряжений по толщине композитной оболочки и в меридиональном направлении бака. Уточнены предельные (разрушающие) значения давлений и сформулированы основные факторы, влияющие на стабильность геометрии бака. Определены условия потери локальной устойчивости стенки лейнера и характер накопления необратимых пластических деформаций в циклах нагрузка–разгрузка.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что МКБВД как объект численного моделирования и анализа представляет собой структурно- и физически-нелинейную систему. Его напряженно-деформированное состояние формируется в результате сложного нелинейного взаимодействия между силовыми факторами нагружения и элементами МКБВД, основными из которых являются лейнер, композитная оболочка, фланцы, вантовая система и силовой каркас.

Статья подготовлена с использованием результатов, полученных при финансовой поддержке Минобрнауки России, в процессе реализации проекта по Соглашению № 14.607.21.0038 в рамках ФЦП “Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014–2020 годы”, RFMEFI60714X0038.

Резюме

Наведено узагальнені результати розрахунку напружено-деформованого стану і міцності металокомпозитного бака високого тиску. Показано, що особливості напружено-деформованого стану металевий лейнера та умови взаємодії між поверхніми лейнера і композитної оболонки суттєво впливають на деформативність і міцність бака. Визначено граничні значення тиску і сформульовано основні чинники, які впливають на стабільність геометрії бака.

1. *Образцов И. Ф., Васильев В. В., Бунаков В. А.* Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 144 с.
2. *Vasiliev V. V.* Composite Pressure Vessels: Analysis, Design, and Manufacturing. – Blacksburg, VA: Bull Ridge Publishing, 2009. – 690 p.
3. *Комков М. А., Тарасов В. А.* Технология намотки композитных конструкций ракет и средств поражения. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. – 431 с.
4. *Азаров А. В., Бабичев А. А., Синьковский Ф. К.* Проектирование и изготовление композитного бака высокого давления для космического аппарата // Композиты и наноструктуры. – 2013. – № 4. – С. 44–57.

5. *Лепихин А. М., Буров А. Е., Москвичев В. В.* Возможности расчетной оценки надежности металлокомпозитных баков высокого давления // Пробл. машиностроения и надежности машин. – 2015. – № 4. – С. 49–55.
6. *Амелина Е. В., Буров А. Е., Голушко С. К. и др.* Расчетно-экспериментальная оценка прочности металлокомпозитного бака высокого давления // Вычислительные технологии. – 2016. – **21**, № 5. – С. 3–21.
7. ANSYS® Academic Research, Release 15.0, ANSYS, Inc.
8. *Liu P. F., Chu J. K., Hou S. J., et al.* Numerical simulation and optimal design for composite high-pressure hydrogen storage vessel: A review // Renew. Sust. Energ. Rev. – 2012. – **16**. – P. 1817–1827.
9. *Работнов Ю. Н.* О механизме длительного разрушения // Вопросы прочности материалов и конструкций. – М.: Изд-во АН СССР, 1959. – С. 5–7.
10. *Garnich M. R. and Akula V. M. K.* Review of degradation models for progressive failure analysis of fibre reinforced polymer composites // Appl. Mech. Rev. – 2009. – **62**, No. 1. – 010801. – DOI:10.1115/1.3013822.
11. *Васильев В. В., Протасов В. Д., Болотин В. В. и др.* Композиционные материалы: справочник / Под ред. В. В. Васильева, Ю. М. Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1950. – 512 с.
12. *Hashin Z.* Failure criteria for unidirectional fiber composites // J. Appl. Mech. – 1980. – **47**. – P. 329–334.
13. *Tsai S.W. and Wu E. M.* A general theory of strength for anisotropic materials // J. Compos. Mater. – 1971. – **5**, No. 1. – P. 58–80.
14. *Махутов Н. А.* Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.

Поступила 28. 08. 2017