

М. Е. Бабешко¹, А. З. Галишин¹, А. И. Семенец²,
Ю. Н. Шевченко¹

О ВЛИЯНИИ ВИДА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ СОСУДОВ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

¹Институт механики им. С.П.Тимошенко НАН Украины,
ул. Нестерова, 3, 03057, Киев, Украина; e-mail: plast@inmech.kiev.ua;
²Государственное предприятие «АНТОНОВ»,
ул. Туполева, 1, 03062, Киев, Украина; e-mail: semenets@antonov.com

Abstract. A technique is proposed for a numerical study of the stress-strain state and strength of a thin-walled structural member, when it is loaded by increasing internal pressure. The following tools of analysis are used: the constitutive equations for processes of elasto-plastic deformation of isotropic materials along the trajectories of small curvature with taking into account the type of stress state, the relationships of the theory of shells of revolution, the strength criterion, the method of solving the boundary problem of plasticity, and the corresponding computer programs. The numerical results on determination of the failure load are shown.

Key words: elastic-plastic deformation process, shells of revolution, strength criteria, failure loads.

Введение.

Тонкостенные сосуды высокого давления являются конструктивными элементами аэрокосмической техники, транспортных установок и пр. Исследованию напряженно-деформированного состояния (НДС) и прочности таких конструктивных элементов посвящено много работ [9 – 11, 13, 16 – 19 и др.]. Прочность емкостей, работающих в условиях высокого давления, зависит от многих факторов, в частности, от геометрии, свойств материала, режимов нагружения и др. Известно, что в некоторых случаях свойства материала существенно зависят от вида напряженного состояния (ВНС), что проявляется, например, в различии диаграмм деформирования при растяжении и сжатии [20 – 22].

В данной работе на конкретном примере оценено влияние ВНС на величину разрушающей нагрузки тонкостенного элемента ответственной конструкции. С этой целью поэтапно решена осесимметричная задача пластичности с учетом и без учета ВНС для тонкой изотропной оболочки, моделирующей исследуемый конструктивный элемент. При решении задачи пластичности использованы определяющие уравнения теории процессов деформирования по траекториям малой кривизны с учетом [1, 7, 14, 15] и без учета ВНС [5, 23]. Полученные в результате расчетов компоненты НДС оболочки использованы при проверке известного из литературы [4] критерия прочности и определен уровень разрушающего внутреннего давления.

Заметим, что в ряде работ [6, 8, 12] описаны методы и результаты решения осесимметричной задачи пластичности для тонких изотропных оболочек на основе соотношений теории процессов деформирования по траекториям малой кривизны с учетом ВНС, однако в этих работах отсутствует оценка прочности исследуемых объектов. В отличие от этого, в данной работе при поэтапном определении упругопластического НДС оболочки с учетом ВНС оценивается ее прочность.

1. Постановка задачи и основные соотношения.

Рассмотрим оболочку вращения, первоначально находящуюся в ненапряженном и недеформированном состоянии при постоянной температуре $T = T_0 = 20^\circ\text{C}$, а затем подвергнутую действию возрастающего равномерного внутреннего давления. Предполагаем, что оболочка изготовлена из изотропного материала, свойства которого зависят от ВНС. Меридиан оболочки может состоять из конечного числа звеньев разной геометрии. Оболочка отнесена к криволинейной ортогональной системе координат s, θ, ζ , связанной с недеформированной непрерывной координатной поверхностью, где s ($s_a \leq s \leq s_b$) – меридиональная координата; s_a, s_b – координаты, соответствующие торцам оболочки; θ ($0 \leq \theta \leq 2\pi$) – окружная координата; ζ ($\zeta_0 \leq \zeta \leq \zeta_k$) – координата, отсчитываемая по нормали к координатной поверхности; ζ_0 соответствует внутренней поверхности оболочки, а ζ_k – наружной ее поверхности; толщина оболочки $h = \zeta_k - \zeta_0$.

В качестве координатной поверхности выбирается срединная либо одна из поверхностей оболочки. Геометрия координатного меридиана оболочки полностью описывается зависимостями $r(s), \varphi(s)$, где r – радиус параллельного круга; φ – угол между нормалью к координатной поверхности оболочки и отрицательным направлением оси вращения z . Принимаем, что в процессе нагружения материал оболочки деформируется в пределах и за пределами упругости, а деформации ползучести пренебрежимо малы по сравнению с упругими и пластическими составляющими. Задачу решаем в квазистатической постановке с использованием гипотез Кирхгофа – Лява и соотношений геометрически линейной теории оболочек [3]. Для описания деформирования изотропных материалов используем соотношения варианта теории процессов деформирования по траекториям малой кривизны [7], учитывающей ВНС. В качестве параметра ВНС используется угол ВНС [2], который вычисляется через второй и третий инварианты девиатора напряжений. Под углом ВНС подразумевается угол ω_σ , определяющий ориентацию октаэдрического касательного напряжения в октаэдрической плоскости относительно отрицательного направления проекции на эту плоскость главной оси, вдоль которой действует минимальное главное напряжение. В общем случае определяющие соотношения используемой теории пластичности содержат две нелинейные функции, зависящие от угла ω_σ и вычисляемые по результатам экспериментов. Одна из них выражает связь между первым инвариантом тензора напряжений σ_0 и первым инвариантом тензора деформаций ε_0 , а вторая – связь между вторым инвариантом девиатора напряжений S и вторым инвариантом девиатора деформаций Γ . Для конкретизации этих зависимостей используются результаты базовых опытов на пропорциональное нагружение трубчатых образцов при различных постоянных значениях угла ω_σ . В предположении о линейной связи между первыми инвариантами тензоров напряжений и деформаций и независимости от ВНС связи между вторыми инвариантами соответствующих девиаторов определяющие уравнения [7, 14, 15] переходят в традиционные соотношения теории процессов деформирования по траекториям малой кривизны [5]. В данной работе используем вариант [7] определяющих уравнений [14, 15], в котором связь между вторыми инвариантами девиаторов напряжений и деформаций зависит от ВНС, а связь между первыми инвариантами соответствующих тензоров принята линейной.

Для решения задачи процесс нагружения разбиваем на ряд малых этапов во времени таким образом, чтобы моменты времени, разграничивающие этапы, как можно лучше совпадали с моментами начала возможной разгрузки. На произвольном M -м этапе используем дифференциальные уравнения равновесия [3] элемента осесимметрично нагруженной оболочки вращения при отсутствии кручения, геометрические соотношения [3] и физические уравнения [7]. Последние в произвольной точке рас-

смагриваемой оболочке представим в виде связи между компонентами тензоров напряжений $\sigma_{ss}, \sigma_{\theta\theta}$ и деформаций $\varepsilon_{ss}, \varepsilon_{\theta\theta}, \varepsilon_{\zeta\zeta}$ в форме закона Гука с дополнительными напряжениями

$$\sigma_{ss} = A_{11}\varepsilon_{ss} + A_{12}\varepsilon_{\theta\theta} - A_{1D}; \quad \sigma_{\theta\theta} = A_{12}\varepsilon_{ss} + A_{22}\varepsilon_{\theta\theta} - A_{2D}; \quad (1)$$

$$\varepsilon_{\zeta\zeta} = -\frac{\nu}{1-\nu}(\varepsilon_{ss} + \varepsilon_{\theta\theta}) - \frac{1-2\nu}{1-\nu}(e_{ss}^{(p)} + e_{\theta\theta}^{(p)})$$

$$\left[A_{11} = A_{22} = \frac{E}{1-\nu^2}; \quad A_{12} = \nu A_{11}; \quad A_{1D} = A_{11}(e_{ss}^{(p)} + \nu e_{\theta\theta}^{(p)}); \quad A_{2D} = A_{11}(e_{\theta\theta}^{(p)} + \nu e_{ss}^{(p)}) \right]. \quad (2)$$

В (1), (2) E, ν – соответственно, модуль упругости и коэффициент Пуассона материала; $e_{ss}^{(p)}, e_{\theta\theta}^{(p)}$ – пластические составляющие компонент девиатора деформации. Вследствие принятого здесь варианта определяющих уравнений связь между первыми инвариантами тензоров напряжений и деформаций представляется в виде $\sigma_0 = K\varepsilon_0$, где $\sigma_0 = (\sigma_{ss} + \sigma_{\theta\theta})/3$, $\varepsilon_0 = (\varepsilon_{ss} + \varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{\zeta\zeta})/3$, $K = E/(1-2\nu)$ – модуль объемного расширения; $G = E/2(1+\nu)$ – модуль сдвига материала. Откуда имеем

$$e_{ss}^{(p)} = \varepsilon_{ss}^{(p)}; \quad e_{\theta\theta}^{(p)} = \varepsilon_{\theta\theta}^{(p)}; \quad e_{\zeta\zeta}^{(p)} = \varepsilon_{\zeta\zeta}^{(p)} = -(\varepsilon_{ss}^{(p)} + \varepsilon_{\theta\theta}^{(p)}).$$

Пластические составляющие компонент деформации вычисляются как сумма приращений этих компонент

$$\varepsilon_{ss}^{(p)} = \sum_{m=1}^M \Delta_m \varepsilon_{ss}^{(p)}; \quad \Delta_m \varepsilon_{ss}^{(p)} = \langle c_{ss} \rangle_m \Delta_m \Gamma_p^*; \quad \langle c_{ss} \rangle_m = \left\langle \frac{2\sigma_{ss} - \sigma_{\theta\theta}}{S} \right\rangle_m (s, \theta), \quad (3)$$

где угловые скобки означают средние на этапе значения заключенных в них величин; $\Delta_m \Gamma_p^*$ – приращение интенсивности накопленной пластической деформации сдвига Γ_p^*

$$\Gamma_p^* = \sum_{m=1}^{M-1} \Delta_m \Gamma_p^* + \Delta_M \Gamma_p^*; \quad (4)$$

S – интенсивность касательных напряжений

$$S = \left[\frac{1}{3} (\sigma_{ss}^2 - \sigma_{ss}\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{\theta\theta}^2) \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (5)$$

Для определения $\Delta_k \Gamma_p^*$ используется предположение, что между интенсивностью касательных напряжений S , интенсивностью деформаций сдвига Γ и углом ВНС ω_σ существует зависимость

$$S = \Phi(\Gamma, \omega_\sigma), \quad (6)$$

где

$$\omega_\sigma = \frac{1}{3} \arccos \left[-\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{I_3(D_\sigma)}{S^3} \right] \quad \left(0 \leq \omega_\sigma \leq \frac{\pi}{3} \right); \quad (7)$$

$I_3(D_\sigma) = |s_{ij}|$ – третий инвариант девиатора напряжений D_σ , $s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_0 \delta_{ij}$ – компоненты девиатора напряжений [5].

Для конкретизации зависимости (6) используем методику [7, 14, 15]. В соответствии с этой методикой по результатам экспериментов на пропорциональное нагружение трубчатых образцов строятся зависимости $S(\Gamma)$ для нескольких постоянных значений угла $0 \leq \omega_\sigma \leq \pi/3$ и принимается предположение, что $\Gamma = S/2G + \Gamma_p^* = \Gamma_e + \Gamma_p^*$; Γ_e – упругая составляющая интенсивности деформаций сдвига. С использованием зависимости (6) приращение $\Delta_M \Gamma_p^*$ за текущий этап нагружения определяется в процессе последовательных приближений.

Используя соотношения (1) для определения связи между усилиями N_s, N_θ , моментами M_s, M_θ и деформациями и изменениями кривизны $\varepsilon_s, \varepsilon_\theta, \kappa_s, \kappa_\theta$ координатной поверхности оболочки, получаем

$$\begin{aligned} N_s &= C_{11}^{(0)} \varepsilon_s + C_{12}^{(0)} \varepsilon_\theta + C_{11}^{(1)} \kappa_s + C_{12}^{(1)} \kappa_\theta - N_{1D}^{(0)}; \\ N_\theta &= C_{12}^{(0)} \varepsilon_s + C_{22}^{(0)} \varepsilon_\theta + C_{12}^{(1)} \kappa_s + C_{22}^{(1)} \kappa_\theta - N_{2D}^{(0)}; \\ M_s &= C_{11}^{(1)} \varepsilon_s + C_{12}^{(1)} \varepsilon_\theta + C_{11}^{(2)} \kappa_s + C_{12}^{(2)} \kappa_\theta - N_{1D}^{(1)}; \\ M_\theta &= C_{12}^{(1)} \varepsilon_s + C_{22}^{(1)} \varepsilon_\theta + C_{12}^{(2)} \kappa_s + C_{22}^{(2)} \kappa_\theta - N_{2D}^{(1)} \end{aligned} \quad (8)$$

$$\left[C_{mn}^{(j)} = \int_{\zeta_0}^{\zeta_k} A_{mn} \zeta^j d\zeta; \quad N_{mD}^{(j)} = \int_{\zeta_0}^{\zeta_k} A_{mD} \zeta^j d\zeta \quad (m, n = 1, 2; j = 0, 1, 2) \right]. \quad (9)$$

Соотношения (8) вместе с уравнениями равновесия и геометрическими соотношениями образуют систему 12 уравнений. Приведем эту систему к системе шести обыкновенных дифференциальных уравнений относительно неизвестных функций $N_s, Q_s, M_s, u, w, \vartheta_s$, где Q_s – перерезывающее усилие; u, w – перемещения точек координатной поверхности в меридиональном и нормальном направлениях; ϑ_s – угол поворота нормали к координатной поверхности. Эта система имеет вид

$$\frac{d\vec{Y}}{ds} = P(s)\vec{Y} + \vec{f}(s) \quad (10)$$

при граничных условиях

$$B_1 \vec{Y}(s_a) = \vec{b}_1; \quad B_2 \vec{Y}(s_b) = \vec{b}_2, \quad (11)$$

где \vec{Y} – вектор-столбец разрешающих функций; $\vec{Y} = \{N_s, Q_s, M_s, u, w, \vartheta_s\}$, $P(s)$ – матрица системы; $\vec{f}(s)$ – вектор-столбец дополнительных слагаемых; B_1, B_2 – заданные матрицы; \vec{b}_1, \vec{b}_2 – заданные векторы-столбцы граничных условий. Ненулевые элементы матрицы $P(s)$ и вектора $\vec{f}(s)$ вычисляются по формулам [5]. Из этих формул следует, что элементы матрицы разрешающей системы зависят от геометрии оболочки и упругих свойств материала, а компоненты вектора $\vec{f}(s)$ зависят еще и от внешних нагрузок и пластических деформаций, которые необходимо уточнять в процессе последовательных приближений.

Приведенные соотношения позволяют определить НДС оболочки с учетом ВНС на произвольном этапе нагружения. Эти же соотношения применяются для определения НДС оболочки и в том случае, когда ВНС не учитывается. В этом случае уравнение (6) предполагается не зависящим от ВНС и конкретизируется по результатам экспериментов на простое растяжение образцов.

Используем компоненты НДС оболочки для проверки выбранного критерия прочности с целью определения разрушающего давления. Тот уровень нагрузки, при котором выполняется критерий прочности

$$\sigma_e = \sigma_n, \quad (12)$$

где σ_e – эквивалентное напряжение, а σ_n – предел прочности материала, будет соответствовать разрушению. В качестве эквивалентного напряжения будем использовать критерий Сдобырева [5]

$$\sigma_e = (\sigma_i + \sigma_{\max})/2, \quad (13)$$

где σ_{\max} – максимальное главное нормальное напряжение; σ_i – интенсивность напряжений

$$\sigma_i = S\sqrt{3}. \quad (14)$$

В общем случае главные нормальные напряжения определяются выражениями [5]. В рассматриваемом случае тонкой осесимметрично нагруженной оболочки главными нормальными напряжениями являются $\sigma_{ss}, \sigma_{\theta\theta}$, т.е. в (13) $\sigma_{\max} = \max(\sigma_{ss}, \sigma_{\theta\theta})$.

2. Алгоритм решения задачи.

Для проведения расчета НДС оболочки с учетом ВНС необходимо задать ее геометрию, условия закрепления и нагружения, а также свойства ее материала. Свойства материала характеризуются коэффициентом Пуассона и зависимостями (6), построенными по результатам базовых экспериментов при значениях угла $\omega_\sigma = 0; \pi/6; \pi/3$ с указанием предельных значений интенсивности касательных напряжений $S_n = \sigma_n / \sqrt{3}$ для тех же значений угла ВНС. Разбиение на этапы удобно выполнить таким образом, чтобы на первом этапе оболочка деформировалась в пределах упругости. В первом приближении на первом этапе нагружения в каждом элементе оболочки принимаем $e_{ss}^{(p)} = e_{\theta\theta}^{(p)} = 0$, вычисляем элементы матрицы $P(s)$ и компоненты вектора-столбца $\tilde{f}(s)$. Затем решаем краевую задачу (10), (11) путем сведения к задачам Коши, для решения которых используем метод Рунге – Кутты с дискретной ортогонализацией. Точность решения краевой задачи оценивается на основе принципа Рунге путем сгущения вдвое сетки принятого разбиения оболочки. Получив в результате разрешающие функции, находим компоненты деформаций, а по ним – компоненты напряжений (1). Тем самым получим НДС оболочки на первом этапе. Строя процесс последовательных приближений на втором или произвольном M -м этапе, принимаем, что известны компоненты НДС на предыдущем $(M-1)$ -м этапе и величины $(e_{ss}^{(p)})_{M-1}, (e_{\theta\theta}^{(p)})_{M-1}, (\Gamma_p^*)_{M-1}$. Вычисляем интенсивность касательных напряжений (5) и угол ВНС (7). По заданным базовым зависимостям (6) путем линейной интерполяции по углу ω_σ определим соответствующую кривую, на которой вычислим значение $S^{(d)}$, соответствующее значению интенсивности деформаций сдвига $\Gamma = (\Gamma_p^*)_{M-1} + S/2G$, где S получено согласно формуле (5). Тогда $\Delta_M \Gamma_p^* = (S - S^{(d)})/2G$. Это значение используем для вычисления приращений пластических составляющих деформаций и компонент (3), после чего уточняем значения величин A_{1D}, A_{2D} (2) и можем решать краевую задачу (10), (11) в следующем приближении. В общем случае в L -м приближении на M -м этапе приращение интенсивности пластической деформации сдвига вычисляем по формулам

$$\Delta_M \Gamma_p^* = \sum_{i=1}^{L-1} \Delta_{M_i} \Gamma_p^* + \Delta_{ML} \Gamma_p^*; \quad \Delta_{ML} \Gamma_p^* = \frac{S - S^{(d)}}{2G}, \quad (15)$$

где $S^{(d)}$ определяется из зависимости (6) с использованием вычисленного в предыдущем приближении значения Γ_p^* (4). Процесс последовательных приближений на этапе завершается при выполнении условия

$$|\Delta_{ML}\Gamma_p^*| \leq \delta, \quad (16)$$

где δ – наперед заданное число, определяющее точность решения задачи пластичности.

Описанный алгоритм реализуется при активном процессе нагружения. Для определения направленности процесса необходимо в каждом элементе оболочки, в котором возникли пластические деформации ($\Gamma_p^* > 0$), после решения задачи в первом приближении текущего этапа проверить выполнение условия $\Delta\Gamma_p^* > 0$. Если это условие выполнено, то реализуется активный процесс и вычисления проведены по описанному выше алгоритму. В противном случае в данном элементе происходит разгрузка и для ее учета в данном элементе оболочки необходимо принять $\Delta\Gamma_p^* = 0$ и продолжить расчет с использованием значений пластических деформаций, соответствующих концу предыдущего этапа.

Для определения величины разрушающей нагрузки на каждом этапе нагружения необходимо проверить выполнение критерия прочности (12), (13). Расчет необходимо продолжить до выполнения этого критерия.

Правильность разбиения на этапы проверяем путем повторного расчета при уменьшении величины этапов в два раза. Дробление этапов необходимо выполнять до тех пор, пока значения компонентов НДС в конце процесса не совпадут с заданной точностью при данном и предыдущем разбиениях.

3. Численные результаты.

Определим разрушающую нагрузку для оболочки, моделирующей корпус двигателя, нагруженной возрастающим внутренним давлением. Геометрия оболочки характеризуется данными о меридиане ее координатной поверхности и толщине. В качестве координатной поверхности выбрана внутренняя поверхность оболочки. Меридиан оболочки (рис. 1) состоит из последовательно сопряженных сферического, тороидального, четырех цилиндрических, тороидального и сферического звеньев.

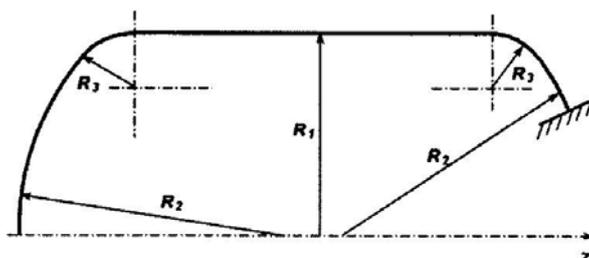


Рис. 1

Обозначенные на рисунке размеры имеют значения: $R_1 = 6,63$, $R_2 = 8,5$, $R_3 = 2,5$ (здесь и далее линейные размеры приведены в см, углы – в радианах). Значения меридиональной координаты s_i ($i = 1, \dots, 8$) в конце i -го звена и значения угла φ_i в начале звена следующие: $s_1 = 6,453106$ ($s_0 = s_a = 0$), $s_2 = 8,482124$, $s_3 = 8,882124$, $s_4 = 9,482124$, $s_5 = 52,682124$, $s_6 = 53,82124$, $s_7 = 55,811141$, $s_8 = s_b = 57,163593$; $\varphi_1 = 0$, $\varphi_2 = 0,759189$, $\varphi_3 = \varphi_4 = \varphi_5 = \varphi_6 = \varphi_7 = \pi/2$, $\varphi_8 = 2,3824033$.

Толщина оболочки на участках 1 – 2 была задана постоянной и равной 0,3; на участке 3 – изменяется линейно от 0,3 до 0,15; на участках 4 – 8 – постоянной и равной 0,15.

Граничные условия для решения краевой задачи заданы в следующем виде:

при $s_a = s_0 - u = 0$, $\mathcal{G}_s = 0$, $Q_s = 0$; при $s_b = s_8 - u = 0$, $w = 0$, $\mathcal{G}_s = 0$.

Оболочка изготовлена из сплава X18H10T, для которого зависимости (6) при значениях угла ВНС $\omega_\sigma = 0; \pi/6; \pi/3$ приведены в работах [7, 14, 15]. Предельные значения интенсивности касательных напряжений для указанных значений угла ВНС равны, соответственно, 324, 272, 326 (МПа). Коэффициент Пуассона $\nu = 0,27$.

НДС оболочки с учетом ВНС определены при действии на нее равномерного внутреннего давления q_ζ , начиная от $q_\zeta = 4$ МПа. Процесс нагружения был разбит на ряд этапов, величины которых уменьшались по мере приближения к предельным значениям $S_n = \sigma_n / \sqrt{3}$. Результаты расчетов показали, что пластические деформации возникли при $q_\zeta = 7$ МПа на седьмом участке оболочки, а затем в процессе увеличения нагрузки распространились по всей оболочке, за исключением окрестности полюса на первом участке. Процесс нагружения был активным, разгрузка не возникла. В результате вычислений установлено, что в начальной стадии нагружения при упругом деформировании материала максимальными являются меридиональные напряжения, которые возникают в тороидальной части оболочки у контура $s = s_b$, но не достигают предельного значения. При дальнейшем возрастании нагрузки и развитии пластических деформаций максимальными становятся окружные напряжения в цилиндрической части оболочки. Это означает, что оболочка будет разрушаться по образующей. С использованием выбранного критерия прочности было установлено, что разрушение оболочки происходит в цилиндрической части корпуса на наружной поверхности оболочки в окрестности точки $s = 51,7$ см, где значение угла ВНС $\omega_\sigma = 0,42$; соответствующее значение предельного напряжения $\sigma_n = 485$ МПа, которое достигается при давлении $q_\zeta = 11,5$ МПа.

Проведен расчет оболочки без учета ВНС, в котором зависимость $S = F(\Gamma)$ была задана при простом растяжении ($\omega_\sigma = \pi/3$). Оказалось, что разрушение оболочки происходит в том же месте, что и в предыдущем случае; значение предельного напряжения $\sigma_n = 565$ МПа; оно достигается при разрушающем давлении $q_\zeta = 13,5$ МПа, т.е. превышает полученное в расчете с учетом ВНС значение на 17%.

Анализ полученных результатов показал, что в расчетах с учетом и без учета ВНС значения компонент напряжений, соответствующие предельным давлениям, незначительно отличаются между собой, в то время как деформации отличаются значительно. В частности, в области максимальных значений интенсивность деформаций сдвига в цилиндрической части оболочки, полученная с учетом и без учета ВНС, различается более, чем на 60%.

Для иллюстрации полученных результатов на рис. 2 – 4 приведены графики изменения вдоль меридиана оболочки s (см) при $\zeta = h$ меридиональных (рис. 2), окруж-

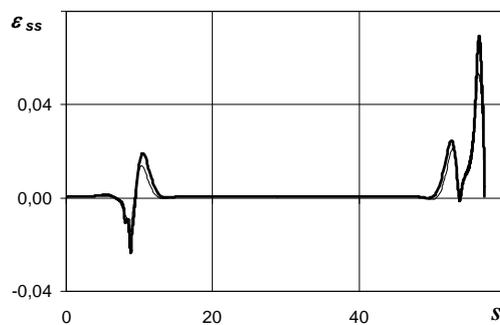


Рис. 2

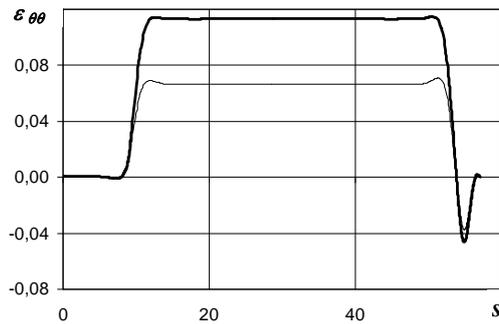


Рис. 3

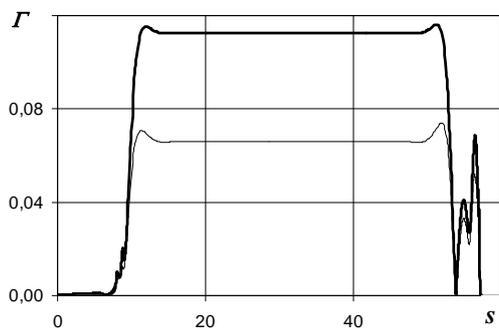


Рис. 4

ных (рис. 3) деформаций и интенсивности деформаций сдвига (рис. 4). Утолщенные линии на рисунках соответствуют расчету с учетом ВНС, а тонкие – без учета ВНС.

Заключение.

Предложена методика численного определения разрушающей нагрузки тонкостенных элементов конструкций в виде оболочек вращения, работающих в условиях возрастающего давления, с учетом вида напряженного состояния. Методика основана на использовании соотношений геометрически линейной теории тонких оболочек, теории процессов деформирования по траекториям малой кривизны и известного в литературе критерия прочности. На конкретном примере расчета оболочки из материала X18H10T показано, что в расчетах с учетом и без учета вида напряженного состояния значения интенсивности деформаций сдвига различаются на 60%, а значения разрушающего давления – на 17%.

РЕЗЮМЕ. Запропоновано методика чисельного дослідження напружено-деформованого стану та міцності тонкостінного конструктивного елемента в процесі навантаження зростаючим внутрішнім тиском. Використано: визначальні рівняння теорії процесів пружнопластичного деформування ізотропних матеріалів вздовж траєкторій малої кривизни з урахуванням виду напруженого стану; співвідношення теорії тонких оболонок обертання; критерій міцності; метод розв'язання крайової задачі пластичності і відповідні комп'ютерні програми. Наведено числові результати по визначенню руйнівного навантаження.

1. Бабешко М.Е., Шевченко Ю.Н., Тормахов Н.Н. Об уравнениях термовязкопластичности, учитывающих третий инвариант девиатора напряжений // Прикл. механика. – 2015. – 51, № 1. – С. 105 – 111.
2. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – М.: ГИТТЛ, 1956. – 324 с.
3. Новожилов В.В. Теория тонких оболочек. – Л.: Судпромгиз, 1962. – 432 с.
4. Сдобырев В.П. Длительная прочность сплава ЭИ 437Б при сложном напряженном состоянии // Изв. АН СССР, ОТН. – 1958. – № 4. – С. 92 – 97.

5. Шевченко Ю.Н., Бабешко М.Е., Терехов П.Г. Термовязкоупругопластические процессы сложного деформирования элементов конструкций. – К.: Наук. думка, 1992. – 328 с.
6. Babeshko M.E., Shevchenko Yu.N. Describing the Thermoelastoplastic Deformation of Compound Shells under Axisymmetric Loading with Allowance for the Third Invariant of Stress Deviator // Int. Appl. Mech. – 2010. – **46**, N 12. – P.1362–1371.
7. Babeshko M.E., Shevchenko Yu.N., Tormakhov N.N. Approximate Description of the Inelastic Deformation of an Isotropic Material with Allowance for the Stress Mode // Int. Appl. Mech. – 2010. – **46**, N 2. – P. 139 – 148.
8. Babeshko M.E., Shevchenko Yu.N. // Studying the Axisymmetric Thermoviscoelastoplastic Deformation of Layered Shells Taking into Account the Third Deviatoric Stress Invariant // Int. Appl. Mech. – 2014. – **50**, N 6. – P. 615 – 626.
9. Drucker D.C., Shield R.T. Limit analysis of symmetrically loaded shells of revolution // J. Appl. Mech. – 1959. – **25**. – P. 61 – 68.
10. Galletly G.D., Blachut J. Torispherical shells under internal pressure-failure due to asymmetric plastic buckling of axisymmetric yielding // Proc. Inst. Mech. Engrs. –1985. – **119**. – P. 225 – 238.
11. Galletly G.D., Radhamohan S.K. Elastic-plastic buckling of internally pressurized thin torispherical shells // J. Press. Vess. Tech. – 1979. – **101**. – P. 216 – 225.
12. Galishin A.Z., Shevchenko Yu.N. Determining the Axisymmetric Thermoelastoplastic State of Thin Shells with Allowance for the Third Invariant of the Deviatoric Stress Tensor // Int. Appl. Mech. – 2013. – **49**, N 6. – P.675 – 684.
13. Radhamohan S.K., Galletly G.D. Plastic collapse of thin internally pressurized torispherical shells // J. Press. Vess. Tech. – 1979. – **101**. – P. 311 – 320.
14. Shevchenko Yu.N., Terekhov R.G., Tormakhov N.N. Constitutive Equations for Describing the Elastoplastic Deformation of Elements of a Body along Small-Curvature Paths in View of the Stress Mode // Int. Appl. Mech. – 2006. – **42**, N 4. – P. 421 – 430.
15. Shevchenko Yu.N., Tormakhov N.N. Thermoviscoplastic Deformation along Paths of Small Curvature: Constitutive Equations Including the Third Deviatoric Stress Invariant // Int. Appl. Mech. – 2012. – **48**, N 6. – P. 688 – 699.
16. Shield R.T., Drucker D.C. Design of thin-walled tori-spherical and tori-conical pressure-vessel heads // J. Appl. Mech. – 1961. – **83**. – P. 292 – 297.
17. Soric J. Stability analysis of a torispherical shell subjected to internal pressure // Computers & Structures. – 1990. – **36**. – P. 147 – 156.
18. Soric J. Geometrisch nichtlineare Berechnung torispharischer Schalen unter Innendruck // Stahlbau. – 1990. – **59**. – P. 269 – 274.
19. Soric J., Zahlten W. Elastic-Plastic Analysis of Internally Pressurized Torispherical Shells // Thin-Walled Structures. – 1995. – **22**. – P. 217 – 239.
20. Zolochovsky A. Creep of isotropic and anisotropic materials with different behaviour in tension and compression / In: Zyczkowski M. (Ed.), Creep in Structures. – Berlin: Springer-Verlag, 1991. – P. 217 – 220.
21. Zolochovsky A., Galishin A., Sklepus S., Voyiadjis G.Z. Analysis of creep deformation and creep damage in thin-walled branches shells from materials with different behavior in tension and compression // Int. J. of Solids and Structures. – 2007. – **44**, N 16. – P. 5075 – 5100.
22. Zolochovsky A., Sklepus S., Hyde T.H., Becker A.A., Paravali S. Numerical modeling of creep and creep damage in thin plates of arbitrary shape from materials with different behavior in tension and compression under plane stress condition // Int. J. for Numerical Methods in Engineering. – 2009. – **80**, N 11. – P. 1406 – 1436.
23. Zyczkowski M. Combined Loadings in the Theory of Plasticity. – PWN – Polish Scientific Publishers, 1981. – 714 p.

Поступила 04.09.2013

Утверждена в печать 19.02.2015