cal and numerical models with respect to ISO/TS 24817 / M.F. *Köpple, S. Lauterbach, W. Wagner* // Composite Structures. – 2013. – Vol. 95. – P. 173–178. **4.** *Альтенбах Х.* Прогнозирование технологических напряжений в трубопроводе при его ремонте композитной накладкой / *Х. Альтенбах, К. Науменко, Г. Львов, В. Сукиасов, А. Подгорный* // Механика композитных материалов. – 2015. – Т. 51, № 2. – С. 197–222. **5.** *Кристенсен Р.* Введение в механику композитов / *Р. Кристенсен*. – М.: Мир, 1982. – 333 с. **6.** *Tuttle M.E.* Structural Analysis of Polymeric Composite Materials / *M.E. Tuttle*. – New York: Marcel Dekker, Inc., 2004. – 640 p. **7.** *Duell J.M.* Analysis of a carbon composite overwrap pipeline repair system / *J.M. Duell, J.M. Wilson, M.R. Kessler* // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2008. – Vol. 85. – P. 782–788. **8.** *Диткин В.А.* Интегральные преобразования и операционное исчисление / *В.А. Диткин, А.П. Прудников*. – М.: Наука, 1974. – 544 с. **9.** *Мейз Дж.* Теория и задачи механики сплошных сред / *Дж. Мейз*. – М.: Мир, 1974. – 320 с. **10.** *Москвитин В.В.* Сопротивление вязко-упругих материалов / *В.В. Москвитин*. – М.: Наука, 1972. – 328 с. **11.** *Львов Г.И.* Исследование вязкоупругого деформирования составного цилиндра / *Г.И. Львов, В.Г. Сукиасов* // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Динаміка і міцність машин. – Х.: НТУ «ХПІ», 2013. – № 58 (1031). – С. 119–124.

Bibliography (transliterated): 1. Lukacs J., , Nagy G., Torok I., Egert J., Pere B. Experimental and Numerical Investigations of External Reinforced Damaged Pipelines. Procedia Engineering 2. 2010, vol. 2, pp. 1191–1200. **2.** Costa-Mattos H.S., Reis J.M.L., Sampaio R.F., Perrut V.A. An alternative methodology to repair localized corrosion damage in metallic pipelines with epoxy resins. Materials and Design. 2009, vol. 30, pp. 3581–3591. **3.** Köpple M.F., Lauterbach S., Wagner W. Composite repair of through-wall defects in pipework. Analytical and numerical models with respect to ISO/TS 24817. Composite Structures. 2013, vol. 95, pp. 173–178. **4.** Altenbah H., Naumenko K., Lvov G., Sukiasov V., Podgornyiy A. Prognozirovanie tehnologicheskih napryajeniy v truboprovode pri ego remonte kompozitnoy nakladkoy. Mehanika kompozitnyih materialov. 2015, T. 51, No 2, pp. 197–222. **5.** Kristensen R. Vvedenie v mehaniku kompozitov. Moscow: Mir, 1982. 333 p. **6.** Tuttle M.E. Structural Analysis of Polymeric Composite Materials. New York: Marcel Dekker, Inc. 2004, 640 p. **7.** Duell J.M., Wilson J.M., Kessler M.R. Analysis of a carbon composite overwrap pipeline repair system. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2008, vol. 85, pp. 782–788. **8.** Ditkin V.A., Prudnikov A.P. Integralnyie preobrazovaniya i operatsionnoe ischislenie. Moscow: Nauka, 1974, 544 p. **9.** Meyz Dj. Teoriya i zadachi mehaniki sploshnyih sred. Moscow: Mir, 1974, 320 p. **10.** Moskvitin V.V. Soprotivlenie vyazko-uprugih materialov. Moscow: Nauka, 1972, 328 p. **11.** Lvov G.I., Sukiasov V.G. Issledovanie vyazkouprugogo deformirovaniya sostavnogo tsilindra. Visnik NTU "HPI". Seriya: Dinamika i mitsnist mashin. Kharkiv: NTU "HPI", 2013, No 58 (1031), pp. 119–124.

Поступила (received) 05.07.2016

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Сукиасов Владимир Георгиевич – кандидат технических наук, доцент, доцент, кафедра динамики и прочности машин, Национальный технический университет «ХПИ»; тел.: (057) 7076879; e-mail: dpm_161@mail.ru.

Sukiasov Vladimir Georgievich – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor, Department of Dynamics and Strength of Machines, National Technical University "KhPI"; tel.: (057) 7076879; e-mail: dpm_161@mail.ru.

УДК 539.3

С.Н.СКЛЕПУС, А.З. ГАЛИШИН

О ПРОГНОЗИРОВАНИИ ВРЕМЕНИ ДО РАЗРУШЕНИЯ ПРИ ПОЛЗУЧЕСТИ ОСЕСИММЕТРИЧНО НАГРУЖЕННЫХ ПОЛЫХ ЦИЛИНДРОВ И ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК

90-летию академика НАН Украины Ю.Н. Шевченко посвящается

Рассмотрена задача определения напряженно-деформированного состояния, повреждаемости и длительной прочности полых цилиндров и цилиндрических оболочек, работающих при ползучести. Решения для оболочек различной толщины, основанные на гипотезах прямолинейного элемента, сопоставляются с пространственными решениями для осесимметрично нагруженных полых цилиндров. Исследовано влияние соотношения геометрических размеров на точность оболочечного решения. Разработан способ прогнозирования времени до разрушения в пространственной постановке на основе данных о времени до разрушения полученных по оболочечной теории, и наоборот.

Ключевые слова: ползучесть, повреждаемость, время до разрушения, прогнозирование, полый цилиндр, цилиндрическая оболочка.

1. Введение. В современной технике находят широкое применение элементы конструкций в виде тел вращения, работающие в условиях ползучести. С целью снижения компьютерных затрат для таких объектов зачастую принимается расчетная схема в виде оболочки вращения [1-8 и др.]. При этом привлекаются как классическая теория, так и различные уточненные теории оболочек, учитывающие деформации поперечного сдвига. Погрешность решения, полученного в рамках той или иной теории оболочек, зависит от

DOI: http://dx.doi.org/10.20998/2078-9130.2016.26.79935

соотношения геометрических размеров, граничных условий, условий нагружения, механических характеристик материала и пр. Одновременно изучить влияние всех факторов является сложной задачей. Одним из возможных путей исследования погрешностей приближенных теорий оболочек является сопоставление полученных на их основе решений с результатами решения трехмерных задач [9]. Анализ применимости классической и уточненных теорий в задачах упругого деформирования оболочек дан в работах [9, 10 и др.]. В то же время, исследованию применимости оболочечных моделей в задачах ползучести, повреждаемости и длительной прочности цилиндрических оболочек посвящены единичные работы. Так, в статье [11], были исследованы ползучесть и повреждаемость вследствие ползучести полого цилиндра в рамках осесимметричной пространственной постановки и на базе гипотез Кирхгофа-Лява. В этой работе учитывалось различное поведение сплава АК4-1Т при растяжении и сжатии в условиях ползучести. В отличие от [11], в настоящей статье используется уточненная модель, основанная на гипотезах прямолинейного элемента. Свойства ползучести считаются независимыми от вида напряженного состояния. Результаты решения задачи ползучести и повреждаемости для оболочек различной толщины сопоставляются с результатами пространственного решения для осесимметрично нагруженных полых цилиндров.

В литературе также отсутствуют работы, посвященные прогнозированию времени до разрушения полых цилиндров вследствие ползучести.

Цели работы:

– сопоставить результаты решения задачи повреждаемости вследствие ползучести полых цилиндров в рамках пространственной и оболочечной постановок;

– разработать способ прогнозирования времени до разрушения в пространственной постановке на основе данных о времени до разрушения, полученных по оболочечной теории, и наоборот.

2. Постановка и метод решения начально-краевой задачи ползучести цилиндра в рамках пространственной модели. Рассмотрим круговой осесимметрично нагруженный полый изотропный цилиндр в цилиндрической системе координат $Or\varphi z$. Ось Oz совпадает с осью вращения. Полагаем, что температура цилиндра $T(r,z,t)$ неизменна во времени t и выполняется условие $T(r,z,0)=T_0$, где T_0 – начальная температура (температура естественного, ненапряженного и недеформированного состояния).

Задачу будем решать в геометрически линейной, квазистатической постановке и в предположении, что в процессе деформирования пластические деформации не возникают. Принимаем, что компоненты скоростей упругих деформаций $\dot{\varepsilon}^e_{kl}$ и скоростей необратимых деформаций ползучести $\dot{p}_{kl}$ аддитивны:

$$\dot{\varepsilon}_{kl} = \dot{\varepsilon}^e_{kl} + \dot{p}_{kl}, \quad \left(k,l=\overline{1,3}\right).$$

Для описания ползучести и повреждаемости воспользуемся уравнениями работы [12], которые представим в виде:

$$\dot{p}_{kl} = \frac{3}{2} A \frac{\sigma_i^m}{(1-\psi)^n} s_{kl}; \qquad \dot{\psi} = B\frac{\sigma_i^k}{(1-\psi)^q}. \qquad (1)$$

Здесь A, B, m, n, k, q – константы материала; σ_i – интенсивность напряжений; s_{kl} – компоненты девиатора напряжений; $\psi=\psi(r,z,t)$ – скалярный параметр повреждаемости: $\psi(r,z,0)=0$, $\psi(r,z,t_*)=1$, где t_* – время до разрушения.

В цилиндрической системе координат имеем:

$$\dot{\varepsilon}_{rr}(r,z,t) = \dot{\varepsilon}^e_{rr}(r,z,t) + \dot{p}_{rr}(r,z,t);$$
$$\dot{\varepsilon}_{zz}(r,z,t) = \dot{\varepsilon}^e_{zz}(r,z,t) + p_{zz}(r,z,t);$$
$$\dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi}(r,z,t) = \dot{\varepsilon}^e_{\varphi\varphi}(r,z,t) + \dot{p}_{\varphi\varphi}(r,z,t);$$
$$\dot{\varepsilon}_{rz}(r,z,t) = \dot{\varepsilon}^e_{rz}(r,z,t) + \dot{p}_{rz}(r,z,t).$$

Здесь и далее точка над символами означает полную производную по времени.

Основные неизвестные задачи ползучести и повреждаемости вследствие ползучести в произвольной точке цилиндра, в том числе в точках пространственной дискретизации краевой задачи, можно найти из решения задачи Коши по времени для системы обыкновенных дифференциальных уравнений [7]

$$\frac{du_r}{dt} = \dot{u}_r; \quad \frac{du_z}{dt} = \dot{u}_z;$$
$$\frac{d\varepsilon_{rr}}{dt} = \dot{u}_{r,r}; \quad \frac{d\varepsilon_{zz}}{dt} = \dot{u}_{z,z}; \quad \frac{d\varepsilon_{\varphi\varphi}}{dt} = \frac{\dot{u}_r}{r};$$
$$\frac{d\gamma_{rz}}{dt} = 2\frac{d\varepsilon_{rz}}{dt} = \dot{u}_{r,z} + \dot{u}_{z,r};$$
$$\frac{d\sigma_{rr}}{dt} = \lambda_1\left(\dot{\varepsilon}_{rr} - \dot{p}_{rr}\right) + \lambda\left(\dot{\varepsilon}_{zz} + \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi} - \dot{p}_{zz} - \dot{p}_{\varphi\varphi}\right);$$
$$\frac{d\sigma_{zz}}{dt} = \lambda_1\left(\dot{\varepsilon}_{zz} - \dot{p}_{zz}\right) + \lambda\left(\dot{\varepsilon}_{rr} + \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi} - \dot{p}_{rr} - \dot{p}_{\varphi}\right);$$
$$\frac{d\sigma_{\varphi\varphi}}{dt} = \lambda_1\left(\dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi} - \dot{p}_{\varphi\varphi}\right) + \lambda\left(\dot{\varepsilon}_{rr} + \dot{\varepsilon}_{zz} - \dot{p}_{rr} - \dot{p}_{zz}\right);$$
$$\frac{d\sigma_{rz}}{dt} = G\left(\dot{\gamma}_{rz} - 2\dot{p}_{rz}\right);$$
$$\frac{dp_{rr}}{dt} = \dot{p}_{rr}; \quad \frac{dp_{zz}}{dt} = \dot{p}_{zz};$$
$$\frac{dp_{\varphi\varphi}}{dt} = \dot{p}_{\varphi\varphi}; \quad \frac{dp_{rz}}{dt} = \dot{p}_{rz}; \quad \frac{d\psi}{dt} = \dot{\psi}. \qquad (2)$$

Здесь $u_r(r,z,t)$, $u_z(r,z,t)$ – перемещения вдоль осей Or и Oz соответственно; $\varepsilon_{rr}, \varepsilon_{zz}, \varepsilon_{\varphi\varphi}, \varepsilon_{rz}$ – компоненты тензора полных деформаций; $\sigma_{rr}, \sigma_{zz}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{rz}$ – компоненты тензора напряжений; $\lambda = \frac{E\nu}{(1-2\nu)(1+\nu)}$, $\lambda_1 = \lambda + 2G$, $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, где E, ν – модуль Юнга и коэффициент Пуассона материала; $p_{rr}, p_{zz}, p_{\varphi\varphi}, p_{rz}$ – компоненты тензора деформаций ползучести.

В начальный момент времени деформации ползучести и параметр повреждаемости равны нулю. Начальные условия для остальных неизвестных функций следуют из решения задачи упругого деформирования цилиндра.

Решение начальной задачи для системы уравнений (2) будем проводить методом Рунге-Кутта-Мерсона (РКМ) с автоматическим выбором шага по времени. Правые части уравнений, в моменты времени, соответствующие схеме РКМ, будем находить из решения вариационной задачи для функционала в форме Лагранжа [7]

$$\Lambda(\dot{\mathbf{U}})=0{,}5\iint_{\Omega}\left[\lambda_1\left(\dot{u}_{r,r}^2+\dot{u}_{z,z}^2+\frac{\dot{u}_r^2}{r^2}\right)+G(\dot{u}_{r,z}+\dot{u}_{z,r})^2+\right.$$
$$\left.+2\lambda\left(\dot{u}_{r,r}\dot{u}_{z,z}+\frac{\dot{u}_r(\dot{u}_{r,r}+\dot{u}_{z,z})}{r}\right)\right]rdrdz-$$
$$-\iint_{\Omega}\left[\dot{u}_{r,r}\dot{N}_r^c+\dot{u}_{z,z}\dot{N}_z^c+\frac{\dot{u}_r\dot{N}_\theta^c}{r}+\dot{N}_{rz}^c(\dot{u}_{r,z}+\dot{u}_{z,r})\right]rdrdz-$$
$$-\int_{\partial\Omega_p}(\dot{P}_n\dot{u}_n+\dot{P}_\tau\dot{u}_\tau)d\partial\Omega\,. \qquad (3)$$

Здесь $\dot{\mathbf{U}}=(\dot{u}_r(r,z,t),\dot{u}_z(r,z,t))$ – вектор скоростей перемещений; Ω – меридианное сечение цилиндра; $\partial\Omega_P$ – часть контура $\partial\Omega$, где приложены внешние силы, $\dot{P}_n$, $\dot{P}_\tau$ – скорости нормальной и касательной составляющих внешних сил; $\mathbf{n}$, $\boldsymbol{\tau}$ – внешняя нормаль и касательная к контуру $\partial\Omega$; $\dot{u}_n=\dot{u}_r n_r+\dot{u}_z n_z$, $\dot{u}_\tau=\dot{u}_z n_r-\dot{u}_r n_z$; n_r, n_z – направляющие косинусы нормали $\mathbf{n}$. Скорости «фиктивных» сил, обусловленных деформациями ползучести, вычисляются по формулам:

$$\dot{N}_r^c=[\lambda_1\dot{p}_{rr}+\lambda(\dot{p}_{zz}+\dot{p}_{\varphi\varphi})];\quad \dot{N}_z^c=[\lambda_1\dot{p}_{zz}+\lambda(\dot{p}_{rr}+\dot{p}_{\varphi\varphi})];$$
$$\dot{N}_\theta^c=[\lambda_1\dot{p}_{\varphi\varphi}+\lambda(\dot{p}_{rr}+\dot{p}_{zz})];\quad N_{rz}^c=2G\dot{p}_{rz}\,.$$

Скорости деформаций ползучести в функционале (3) считаются известными и не варьируются.

Вариационные задачи для функционала (3) решаются методом Ритца в сочетании с методом R-функций [13].

3. Постановка и метод решения задачи на основе оболочечной теории. Рассматривая осесимметрично нагруженный полый цилиндр в рамках уточненной теории оболочек, предполагаем, что выполняются гипотезы прямолинейного элемента [9]. В соответствии с данными гипотезами связь между осевым u_z и нормальным u_ζ перемещениями произвольной точки оболочки с соответствующими перемещениями точки серединной поверхности u, w имеет вид

$$u_z=u+\varsigma\psi_z\,;\quad u_\varsigma=w\,;\quad \psi_z=-w'+\gamma_z\,, \qquad (4)$$

где ζ – координата, которая отсчитывается по нормали к срединной поверхности с радиусом $r=R$; ψ_z, γ_z – полный угол прямолинейного элемента и угол, обусловленный поперечным сдвигом, соответственно; штрих означает производную по координате z. Используя (4) и соотношения Коши, связь между компонентами тензора деформаций в произвольной точке оболочки ε_{zz}, $\varepsilon_{\varphi\varphi}$, $\varepsilon_{z\zeta}$, компонентами деформации серединной поверхности ε_z, ε_φ, параметром изменения ее кривизны κ_z и углом сдвига γ_z представим в виде

$$\varepsilon_{zz}=\varepsilon_z+\varsigma\kappa_z\,;\quad \varepsilon_{\varphi\varphi}=\varepsilon_\varphi/a_\varphi\,;\quad 2\varepsilon_{z\varsigma}=\gamma_z\,;$$
$$\varepsilon_z=u'\,;\ \varepsilon_\varphi=w/R\,;\quad \kappa_z=\psi_z'\,;\quad a_\varphi=1+\varsigma/R\,. \qquad (5)$$

Компоненты напряжений определяются равенствами

$$\sigma_{zz}=B_{11}\varepsilon_{zz}+B_{12}\varepsilon_{\varphi\varphi}-\sigma_{zz}^a\,;\ \sigma_{\varphi\varphi}=B_{12}\varepsilon_{zz}+B_{11}\varepsilon_{\varphi\varphi}-\sigma_{\varphi\varphi}^a\,;$$
$$\sigma_{z\varsigma}=B_{33}\varepsilon_{z\varsigma}-\sigma_{z\varsigma}^a\,, \qquad (6)$$

где B_{ij} – жесткостные коэффициенты

$$B_{11}=\frac{E}{1-\nu^2}\,;\quad B_{12}=\nu B_{11}\,;\quad B_{33}=2G\,.$$

Величины с индексом «a» означают дополнительные напряжения

$$\sigma_{zz}^a=B_{11}(p_{zz}+\nu\,p_{\varphi\varphi});\ \sigma_{\varphi\varphi}^a=B_{11}(p_{\varphi\varphi}+\nu\,p_{zz});$$
$$\sigma_{z\varsigma}^a=B_{33}p_{z\varsigma}\,,$$

где p_{zz}, $p_{\varphi\varphi}$, $p_{z\zeta}$ – компоненты деформаций ползучести, которые зависят от напряжений, констант ползучести и параметра повреждаемости материала и определяются путем численного интегрирования физических уравнений. Как и в случае пространственной задачи, это интегрирование осуществляется методом РКМ.

Вводя в рассмотрение интегральные характеристики напряженного состояния – радиальное N_r, осевое N_z усилия и осевой изгибающий момент M_z, и, используя уравнения равновесия [9], кинематические (5) и физические (6) уравнения, решение задачи сведем к системе обыкновенных дифференциальных уравнений шестого порядка вида

$$\mathbf{Y}'=P(z)\mathbf{Y}+\mathbf{f}\,,\ \mathbf{Y}=\{N_r,N_z,M_z,u_r,u_z,\psi_z\}\,, \qquad (7)$$

где $P(z)$ – матрица системы, зависящая от упругих констант материала; $\mathbf{f}$ – вектор свободных членов, который зависит еще и от деформаций ползучести, и параметра повреждаемости. Решение системы (7) должно удовлетворять граничным условиям на торцах цилиндра. Ненулевые элементы матрицы $P(z)$ и вектора $\mathbf{f}$ определяются равенствами

$$p_{12}=-p_{54}=-\mu_1/R\,;\quad p_{13}=-p_{64}=\mu_2/R\,;$$
$$p_{14}=(C_{02}+\mu_1C_{01}-\mu_2C_{11})/R^2\,;$$
$$p_{31}=-p_{46}=1\,;\quad p_{41}=1/C_{33}\,;\quad p_{52}=C_{20}/\delta\,;$$
$$p_{53}=p_{62}=-C_{10}/\delta\,;\quad p_{63}=C_{00}/\delta\,;$$
$$f_1=-(\mu_1N_z^a+N_\varphi^a-\mu_2M_z^a)/R-q_\varsigma\,;$$
$$f_2=-q_z\,;\quad f_3=-m_z\,;\quad f_4=Q_z^a/C_{33}\,;$$
$$f_5=(C_{20}N_z^a-C_{10}M_z^a)/\delta\,;$$
$$f_6=-(C_{10}N_z^a-C_{00}M_z^a)/\delta\,, \qquad (8)$$

где $\mu_1=(C_{10}C_{11}-C_{01}C_{20})/\delta\,;\ \mu_2=(C_{00}C_{11}-C_{01}C_{10})/\delta\,;$

$$\delta=C_{00}C_{20}-C_{10}^2\,.$$

Входящие в (7) величины q_z, q_ζ, m_z означают приведенные к срединной поверхности распределенные поверхностные нагрузки и момент [9]. Интегральные жесткостные характеристики C_{pq}, C_{33} а также дополнительные усилия N_z^a, N_φ^a, Q_z^a и момент M_z^a определяются равенствами

$$C_{pq}=B_{11}F\{b_q\varsigma^p\}\quad (p,q=0,1,2)\,;\quad C_{33}=2Gh\,;$$
$$b_0=a_\varphi\,;\quad b_1=\nu\,;\quad b_2=a_\varphi^{-1}\,;\quad F\{\ldots\}=\int_{-h/2}^{h/2}(\ldots)d\varsigma\,;$$

$$N_z^a = F\{\sigma_{zz}^a a_\varphi\}; \quad N_\varphi^a = F\{\sigma_{\varphi\varphi}^a\};$$
$$Q_z^a = F\{\sigma_{z\varsigma}^a a_\varphi\}; \quad M_z^a = F\{\sigma_{zz}^a a_\varphi \varsigma\}. \qquad (9)$$

Входящие в (9) интегралы вычисляются численно на основании процедуры, сочетающей методы Симпсона и Ньютона. На каждом шаге по времени краевая задача (7) решается методом Рунге-Кутта с дискретной ортогонализацией по С. К. Годунову.

Здесь необходимо отметить следующее:

1. Приведенные выше уравнения предназначены для описания деформирования в условиях ползучести цилиндрических оболочек с учетом повреждаемости и при отсутствии тепловых воздействий. В уравнениях учитываются величины ζ/R. Удержание этих величин может оказаться целесообразным для оболочек средней толщины и бесполезным для тонких оболочек.

2. Независимо от того учитываются или не учитываются величины ζ/R, разрешающие уравнения, основанные на гипотезах Кирхгофа – Лява, могут быть получены с помощью (8), если в них положить $1/C_{33}=0$, а в равенствах (4), (5) положить $\gamma_z = 0$ [4].

3. В работе [14] показано, что при наличии температурных деформаций учет величин ζ/R может привести к появлению значительных «фиктивных» напряжений. Поэтому в температурных задачах этими величинами следует пренебрегать по сравнению с единицей.

4. Численные результаты. В первом примере проведено сопоставление результатов решения задачи ползучести и повреждаемости для полого цилиндра и цилиндрической оболочки. В последующих примерах будет описана методика прогнозирования времени до разрушения при ползучести для таких объектов.

<u>*Пример 1.*</u> Рассмотрим ползучесть цилиндра, на наружной поверхности которого приложено давление, изменяющееся по закону

$$P_{out} = P(z) = \frac{1}{2} P_0 \left[1 + \cos\left(\frac{2\pi z}{l}\right)\right]. \qquad (10)$$

Геометрические размеры: длина $l = 0{,}1$ м; радиус срединной поверхности $R = 0{,}1$ м; толщина $h = 0{,}01$ м. Обозначим

$$\xi = h/R. \qquad (11)$$

В данном случае $\xi = 1/10$. Для величины P_0, определяющей максимальное значение нагрузки, принято, что $P_0 = 18{,}7$ МПа. Упругие константы материала: $E = 60$ ГПа, $\nu = 0{,}35$. Константы материала в уравнениях (1): $A = 5{,}5 \cdot 10^{-23}$ МПа$^{-(m+1)}$ч$^{-1}$, $B = 5{,}5 \cdot 10^{-24}$ МПа$^{-k}$ч$^{-1}$, $m = 7$, $k = 9$, $n = q = 3$.

Граничные условия для краевой задачи в рамках пространственной постановки задавались в виде:

$$\dot{u}_r = 0,\ \dot{\sigma}_z = 0 \quad \text{для } z = \pm\frac{l}{2};$$
$$\dot{\sigma}_r = \dot{\sigma}_{zr} = 0 \quad \text{для } r = r_{inn} = R - \frac{h}{2};$$
$$\dot{\sigma}_r = -\dot{P}_{out} = 0,\ \dot{\sigma}_{zr} = 0 \ \text{для } r = r_{out} = R_0 + \frac{h}{2},$$

Можно показать, что структура решения, удовлетворяющая кинематическим граничным условиям для скоростей перемещений, имеет вид:

$$\dot{u}_r = \omega\Phi_1;\ \dot{u}_z = z\Phi_2,$$

где Φ_1, Φ_2 – неопределенные компоненты структуры решения; $\omega = \frac{1}{l}\left(\frac{l^2}{4} - z^2\right) \ge 0$ – полоса Ω, заключенная между линиями $z = -l/2$ и $z = l/2$ ($\omega = 0$, $\omega_{,n} = -1$ на границе $\partial\Omega$, $\omega > 0$ внутри полосы). При численной реализации, неопределенные компоненты Φ_1, Φ_2 представлялись в виде конечных рядов вида:

$$\Phi_1(r, z, t) = \sum_{n=1}^{N_1} C_n^{(1)}(t) f_n^{(1)}(r, z);$$
$$\Phi_2(r, z, t) = \sum_{n=1}^{N_2} C_n^{(2)}(t) f_n^{(2)}(r, z),$$

где $C_n^{(1)}(t)$, $C_n^{(2)}(t)$ – неопределенные коэффициенты, которые на каждом временном шаге находятся методом Ритца; t – некоторый фиксированный момент временной дискретизации схемы РКМ или дискретизации по времени для выдачи результатов расчета; $\{f_n^{(1)}, f_n^{(2)}\}$ – система линейно независимых базисных функций. Здесь в качестве $\{f_n^{(1)}, f_n^{(2)}\}$ использовались бикубические сплайны Шенберга. Системы сплайнов строились на регулярной сетке $K_r \times K_z$, где K_r, K_z – количество отрезков дискретизации вдоль осей Or и Oz, соответственно.

Решение задачи ползучести цилиндра, сформулированной в рамках пространственной постановки, было получено при следующих параметрах пространственной и временной дискретизации: $K_r = 10$, $K_z = 20$; начальный шаг по времени $\Delta_0 t = 10^{-3}$ ч; заданная погрешность вычислений в методе РКМ $\varepsilon = 10^{-4}$. При численных расчетах критерием окончания процесса решения и нахождения времени до разрушения было выполнение в какой-либо точке пространственной дискретизации условия $\psi \ge 0{,}9$.

При решении задачи в рамках теории оболочек рассматривалась правая симметричная половина оболочки $0 \le z \le l/2$. На меридианное сечение оболочки наносилась равномерная сетка, состоящая из 101 точки по z и 11 точек по толщине. Другие параметры дискретизации принимали значения: $\Delta_0 t = 10^{-5}$ ч, $\varepsilon = 10^{-6}$.

Граничные условия в рамках теории оболочек формулировались в виде

$$N_r = u_z = \psi_z = 0, \ \text{ при } z = 0;$$
$$N_z = M_z = u_r = 0, \ \text{ при } z = l/2.$$

Нагрузка на срединной поверхности оболочки определялась по формуле

$$q_\varsigma = -\left(1 + \frac{h}{2R}\right) P(z).$$

Расчеты показали, что в пространственном и оболочечном решениях разрушение начинается в центре на внутренней поверхности цилиндра. Время до разрушения в пространственном решении $t_{3D} = 4266$ ч, а в оболочечном – $t_{SH} = 3305$ ч (символ «*» для простоты опущен). То есть отличие в определении времени до разрушения составляет 22,5 %. Некоторые результаты расчетов представлены на рис. 1-5. На рис. 1 показаны графики изменения вдоль оси цилиндра радиальных перемещений срединной поверхности в различные моменты времени. Кривые 1 соответствуют моменту времени $t = 0$; 2 – $t = 2000$ ч ; 3 – $t = t_*$. Здесь и далее линии с маркерами соответствуют результатам пространственного решения. На рис. 2 для тех же моментов времени показаны графики изменения параметра повреждаемости на внутренней поверхности цилиндра, где начинается разрушение.

На рис. 3, *а* показаны аналогичные графики для окружных $\sigma_{\varphi\varphi}$, а на рис. 3, *б* осевых σ_{zz} напряжений. Такие же графики для окружных $p_{\varphi\varphi}$ и осевых p_{zz} деформаций ползучести приведены на рис. 4.

Рис. 5 иллюстрирует изменение во времени параметра повреждаемости ψ (кривые *a*) и окружных напряжений $\sigma_{\varphi\varphi}$ (кривые *b*) в центре на внутренней поверхности цилиндра.

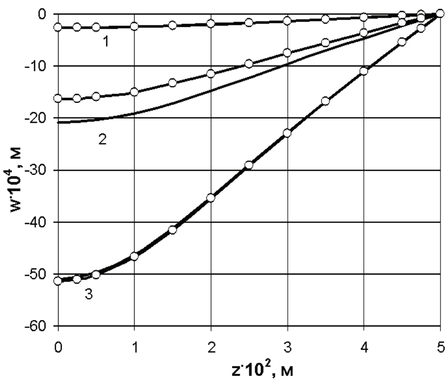


Рисунок 1 – Радиальные перемещения точек срединной поверхности цилиндра в различные моменты времени

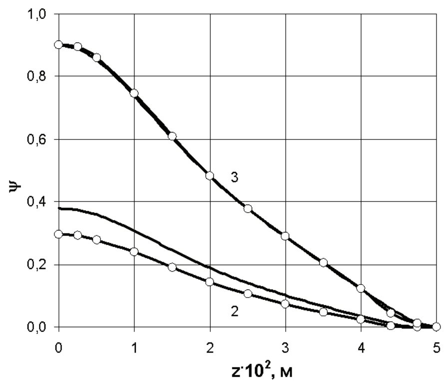
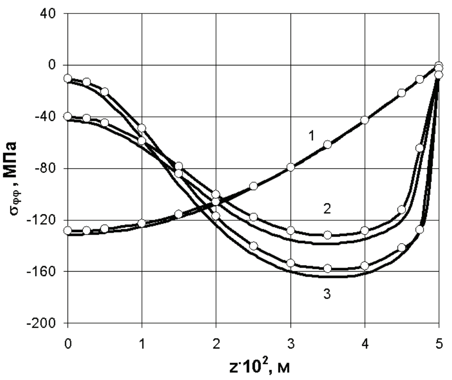
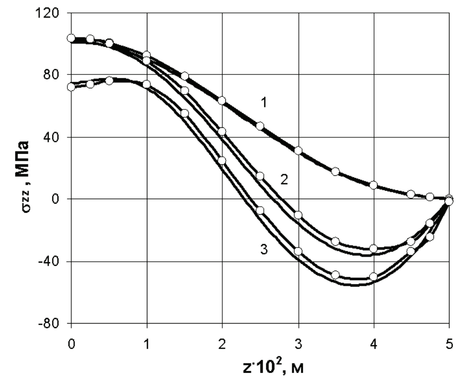


Рисунок 2 – Параметр повреждаемости на внутренней поверхности цилиндра в различные моменты времени

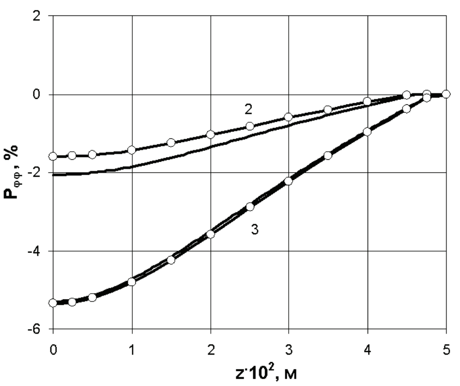


а

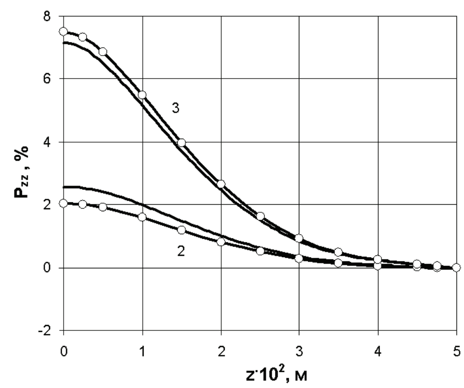


б

Рисунок 3 – Окружные (*а*) и осевые (*б*) напряжения на внутренней поверхности цилиндра в различные моменты времени



а



б

Рисунок 4 – Окружные (*а*) и осевые (*б*) деформации ползучести на внутренней поверхности цилиндра в различные моменты времени

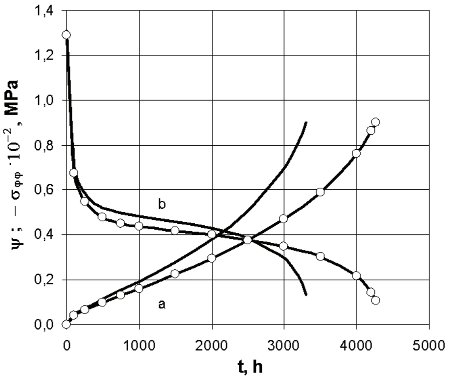


Рисунок 5 – Повреждаемость и окружные напряжения в центре на внутренней поверхности цилиндра

Из рисунков видно, что в начальный момент времени (в упругом решении) получено практически полное совпадение результатов для перемещений и напряжений. С ростом времени расхождение увеличивается.

Например, при $t = 2000$ ч, наблюдаются заметные (до 28 %) расхождения в перемещениях, деформациях ползучести и для параметра повреждаемости. В то же время напряжения в области максимальных значений отличаются лишь на 5 %. В моменты времени, соответствующие завершению скрытого разрушения, результаты согласуются хорошо. В целом можно сделать вывод о достаточно хорошем совпадении результатов для характеристик напряженно-деформированного состояния, полученных с помощью пространственной и оболочечной теорий.

Следующие примеры посвящены разработке способа прогнозирования времени до разрушения полых цилиндров на основе данных о времени до разрушения, полученных по оболочечной теории, и наоборот.

Пример 2. Рассмотрим цилиндр из предыдущего примера, при тех же граничных условиях, свойствах материала и геометрических размерах, за исключением толщины. Значения ξ будем варьировать в пределах от 1/50 до 1/8. Величины P_0 (табл. 1) выбирались так, чтобы время до разрушения во всех вариантах расчета было близко. Как и ранее разрушение для всех значений ξ начинается в центре цилиндра, на внутренней поверхности. В табл. 1 приведены значения t_{3D} времени до разрушения, полученные в расчетах по пространственной модели, и значения t_{SH} времени до разрушения, полученные на основе оболочечной модели. В табл. 1 также помещены значения относительного отклонения для времени до разрушения

$$\Delta = \frac{t_{3D} - t_{SH}}{t_{3D}}. \qquad (12)$$

Видно, что во всех рассмотренных случаях $t_{3D} > t_{SH}$, поэтому отклонения (12) всюду положительны. Из таблицы также видно, что с ростом ξ относительное отклонение Δ возрастает.

Таблица 1 – Значения t_{3D} времени до разрушения, полученные в расчетах по пространственной модели, и значения t_{SH} времени до разрушения

ξ	1/50	1/25	1/20	1/16	1/10	1/8
P_0, МПа	3,17	6,95	8,85	11,3	18,7	23,8
t_{SH}, ч	4096	3750	3806	3623	3305	3108
t_{3D}, ч	4245	4111	4291	4216	4266	4291
Δ	0,035	0,088	0,113	0,141	0,225	0,276
t_{SH}^{pr}, ч	4056	3744	3813	3628	3315	3095
t_{3D}^{pr}, ч	4287	4117	4284	4210	4254	4309

Анализируя зависимость приведенных отклонений Δ от величины ξ, приходим к выводу, что она близка к линейной и ее можно аппроксимировать зависимостью

$$\Delta(\xi) = k\xi. \qquad (13)$$

Угловой коэффициент k в (13) определялся методом наименьших квадратов и оказался равным

$$k = 2{,}23. \qquad (14)$$

При этом использовались данные для $\xi = 1/50; 1/25; 1/16; 1/10$.

Приняв для параметра Δ аппроксимацию (13), получим формулу для прогнозирования времени до разрушения по оболочечной теории на основе пространственного решения

$$t_{SH}^{pr} = t_{3D}(1 - k\xi). \qquad (15)$$

Из (12), (13) также следует формула, позволяющая базе оболочечного решения прогнозировать время до разрушения в пространственной постановке

$$t_{3D}^{pr} = \frac{t_{SH}}{1 - k\xi}. \qquad (16)$$

Эта формула привлекательна тем, что для прогнозирования времени до разрушения в пространственной постановке необходимо знать лишь коэффициент k и значение времени до разрушения в оболочечной постановке. Учитывая, что затраченное время на получение пространственного решения может на несколько порядков превышать соответствующее время в оболочечной постановке, получаем несомненную выгоду.

На основе найденного коэффициента k (14) по формулам (15), (16) вычислены прогнозируемые значения времени до разрушения в оболочечной t_{SH}^{pr} и пространственной t_{3D}^{pr} постановках (см. табл. 1). Можно убедиться, что максимальное отличие расчетных и прогнозируемых значений составляет 1,3 %. Следует отметить, что при определении коэффициента k не использовались данные для $\xi = 1/20$ и $1/8$, однако полученные расчетные и исходные значения также хорошо согласуются между собой.

Очевидно, что для построения прямой, исходящей из начала координат на плоскости $\xi O \Delta$ достаточно знать одну точку. Пусть эта точка соответствует значению $\xi = 1/10$. Тогда угловой коэффициент будет равен $k_1 = 2{,}25$, что незначительно отличается от значения (14). Можно легко убедиться, что прогнозируемые в этом случае значения времени до разрушения будут мало отличаться от приведенных в табл. 1.

<u>*Пример 3.*</u> Рассмотрим цилиндр, нагруженный постоянным внутренним давлением

$$P_{inn} = \frac{PR}{r_{inn}} = P\left(1 - \frac{h}{2R}\right)^{-1},$$

где P – давление, отнесенное к срединной поверхности (табл. 2). Остальные условия совпадают с условиями предыдущего примера. В табл. 2 представлены расчетные t_{SH}, t_{3D} значения времени до разрушения и значения отклонения Δ. Разрушение для всех значений ξ начинается в центре цилиндра, на внутренней поверхности. В отличие от примера 2 здесь все отклонения Δ (12) отрицательны. Зависимость $\Delta(\xi)$ также можно аппроксимировать выражением вида (13). При этом коэффициент аппроксимации отрицателен и равен

$$k = -2{,}21.$$

Прогнозируемые значения времени до разрушения t_{SH}^{pr}, t_{3D}^{pr}, найденные по формулам (15), (16), также помещены в табл. 2. Максимальное отклонение расчетных и прогнозируемых данных наблюдается при $\xi = 1/8$ и не превышает 1,3 %. Линейная зависимость, построенная по одной точке (для $\xi = 1/10$) с коэффициентом $k_1 = 2{,}12$, дает максимальную погрешность 1,6 %.

Очевидно, что для цилиндров, рассмотренных во 2-м и 3-м примерах, можно принять единый коэффициент с модулем, равным среднему арифметическому модулей коэффициентов k при внутреннем и внешнем давлении, то есть $|k| = 2{,}22$.

Таблица 2 – Расчетные t_{SH}, t_{3D} значения времени до разрушения и значения отклонения Δ

ξ	1/50	1/25	1/20	1/16	1/10	1/8
P, МПа	2,55	5,1	6,4	8,0	13,0	16,5
t_{SH}, ч	4594	4707	4688	4892	5200	5422
t_{3D}, ч	4360	4281	4172	4277	4291	4304
Δ	-0,054	-0,099	-0,124	-0,144	-0,212	-0,260
t_{SH}^{pr}, ч	4553	4659	4633	4868	5239	5493
t_{3D}^{pr}, ч	4400	4325	4222	4298	4259	4248

<u>*Пример 4.*</u> Для проверки работоспособности предложенной методики прогнозирования времени до разрушения рассмотрим цилиндр из примера 1, но вдвое большей длины, то есть с $l = 0{,}2$ м. В результате расчетов установлено, что $t_{3D} = 957$ ч и $t_{SH} = 768$ ч.

Учитывая, что вид нагрузки не изменился и, используя значение коэффициента k (14) найдем соответствующие прогнозируемые времена до разрушения: $t_{3D}^{pr} = 988$ ч и $t_{SH}^{pr} = 744$ ч. То есть расхождения с расчетными значениями составляют около 3,2 %, что подтверждает эффективность предложенного подхода.

<u>*Пример 5.*</u> Исследуем применимость предложенного подхода для прогнозирования времени до разрушения толстостенных цилиндрических оболочек и цилиндров. Заметим, что для оболочек с $\xi > 1/8$ отклонение расчетного времени до разрушения t_{SH} от t_{3D} превышает 30 %. В этих случаях, для получения более достоверного решения, нужно использовать более сложные теории оболочек, учитывающие, например, поперечное обжатие. Отметим также, что для толстостенных оболочек зависимость отклонения $\Delta(\xi)$, полученная на основе теории оболочек средней толщины, может сильно отклоняться от линейного закона.

Рассмотрим цилиндр под действием наружного давления, изменяющегося по закону (10) и цилиндр под действием постоянного внутреннего давления. Для обоих случаев отношение $h/R = 1/5$. Граничные условия и свойства материала – те же что и в примерах 2, 3. Для наружного и внутреннего давлений примем: $P_0 = 40{,}4$ МПа, $P = 28{,}2$ МПа.

Для цилиндра под действием наружного давления получены следующие расчетные значения времени до разрушения: $t_{3D} = 4307$ ч, $t_{SH} = 2471$ ч. Используя формулы (15), (16), где $k = 2{,}22$, для прогнозируемых значений времени до разрушения получим: $t_{3D}^{pr} = 4444$ ч и $t_{SH}^{pr} = 2395$ ч. Отличие прогнозируемого и расчетного времени до разрушения в пространственном случае составляет 3,2 %, а по теории оболочек – 3,1 %.

Для цилиндра под внутренним давлением получено: $t_{3D} = 4203$ ч, $t_{SH} = 5562$ ч. Используя формулы (15), (16), где $k = -2{,}22$, для прогнозируемых значений времени до разрушения получим $t_{3D}^{pr} = 3852$ ч и $t_{SH}^{pr} = 6069$ ч. Соответствующие погрешности составляют 8,4 % и 9,1 %.

Таким образом, получено удовлетворительное совпадение расчетных и прогнозируемых значений времени до разрушения. Если принять во внимание большой разброс экспериментальных данных на третьей стадии ползучести, где значения времени до разрушения могут отличаться в 2 раза, то можно сделать вывод о применимости предложенного подхода для прогнозирования времени до разрушения толстостенных оболочек и цилиндров.

Предложенный способ прогнозирования времени до разрушения, основанный на линейной аппроксимации вида (13), применим в широком диапазоне изменения относительной толщины цилиндра и для нахождения коэффициента k требует всего двух расчетов при каком-то фиксированном значении ξ. В этом заключается его несомненное достоинство. В других случаях (например, для других граничных условий или вида нагрузки) необходимо проверять приемлемость данной аппроксимации. Определение рамок применимости линейной или какой-либо другой аппроксимации требует дополнительных исследований.

5. Выводы. Разработан способ прогнозирования времени до разрушения в условиях ползучести полых цилиндров и цилиндрических оболочек, находящихся под действием поперечной нагрузки. Предложенный подход основан на анализе отклонения оболочечного решения от пространственного. Он позволяет достаточно точно прогнозировать время до разрушения в пространственной постановке, используя результаты оболочечного решения, и наоборот – прогнозировать время до разрушения в оболочечной постановке на основе пространственного решения.

Список литературы: **1.** *Бурлаков А.В.* Длительная прочность оболочек / *А.В. Бурлаков, Г.И. Львов Г.И., О.К. Морачковский*. – Х.: Вища шк., 1981. – 104 с. **2.** *Локощенко А.М.* Долговечность цилиндрических оболочек при чистом изгибе в условиях ползучести / *А.М. Локощенко, Н.Е. Печенина, С.А. Шестериков* // Прикл. математика и механика. – 1989. – **25**, № 12. – С. 73–78. **3.** *Шевченко Ю.Н.* Термовязкоупруго-пластические процессы сложного деформирования элементов конструкций / *Ю.Н. Шевченко, М.Е. Бабешко, Р.Г. Терехов*. – К.: Наук. думка, 1992. – 329 с. **4.** *Galishin A.Z.* Axisymmetric thermoviscoelastoplastic state of laminar orthotropic shells of revolution with a branched meridian / *A.Z. Galishin* // Int. Appl. Mech. – 1993. – Vol. 29, No. 1. – P. 61-69. **5.** *Altenbach H.* Zum Kriechen dünner Rotationsschalen unter Einbeziehung geometrischer Nichtlinearität sowie der Asymmetrie der Werkstoffeigenschaften / *H. Altenbach,* O. *Morachkovsky, K. Naumenko, A. Sychov* // Forschung im Ingenieurwesen. – 1996. – 62, № 3. – S. 47-57. **6.** *Galishin A.* Transversal shear effect in moderately thick shells from materials with characteristics dependent on the kind of stress state under creep-damage conditions: Numerical modeling / *A. Galishin, A. Zolochevsky, A. Kühhorn, M. Springmann* // Techn. Mech. – 2009. – Vol. 29, №. 1. – P. 48-59. **7.** *Золочевский А.А.* Нелинейная механика деформируемого твердого тела / *А.А. Золочевский, А.Н. Склепус , С.Н.Склепус*. – Х.: «Бізнес Інвестор Групп», 2011. – 720 с. **8.** *Shevchenko Yu.N.* Thermoviscoelastoplastic deformation of compound shells of revolution made of a damageable material / *Yu.N. Shevchenko, A.Z. Galishin, M.E. Babeshko* // Int. Appl. Mech. – 2015. – Vol. 51, № 6. – P. 607-613. **9.** *Григоренко Я.М.* Теория оболочек переменной жесткости / *Я.М. Григоренко, А.Т. Василенко*. – К.: Наук. думка, 1981. – 544 с. – (Методы расчета оболочек: В 5 т.; Т. 4). **10.** *Сало В.А.* Краевые задачи статики оболочек с отверстиями / *В.А. Сало*. – Х.: НТУ «ХПИ», 2003. – 216 с. **11.** *Zolochevsky A.* A comparison between the 3D and the Kirchhoff-Love solutions for cylinders under creep-damage conditions / *A. Zolochevsky, S. Sklepus, A. Galishin, A. Kühhorn, M. Kober* // Techn. Mech. – 2014. – Vol. 34, № 2. – P. 104-113. **12.** *Dunne F.P.E.* Representation of uniaxial creep curves using continuum damage mechanics / *F.P.E. Dunne, A.M. Othman, F.R. Hall, D.R. Hayhurst* // Int. J. Mech. Sci. – 1990. – **32,** № 11. – P. 945–957. **13.** *Рвачев В.Л.* Теория R-функций и некоторые ее приложения / *В.Л. Рвачев*. – К.: Наук. думка, 1982. – 552 с. **14.** *Galishin A.Z.* Calculating the thermoelastic stress state of medium-thickness shells of revolution / *A.Z. Galishin, Yu.N. Shevchenko* // Int. Appl. Mech. – 2008. – Vol. 44, № 5.– P. 526-533.

Bibliography (transliterated): 1. Burlakov A.V., Lvov G.I., Morachkovskij O.K. Dlitel'naja prochnost' obolochek. Kharkiv: Visha shk., 1981, 104 s. **2**. Lokoshenko A.M., Pechenina N.E., Shesterikov S.A. Dolgovechnost' cilindricheskih obolochek pri chistom izgibe v uslovijah polzuchesti. Prikl. matematika i mehanika. **25**, No 12, 1989, p. 73-78. **3.** Shevchenko Yu.N., Babeshko M.E., Terehov R.G. Termoviazkoplasticheskie processi slognogo deformirovanija elementov konstruktcij. Kyyiv: Nauk. dumka, 1992, 329 s. **4.** Galishin A.Z. Axisymmetric thermoviscoelastoplastic state of laminar orthotropic shells of revolution with a branched meridian. Int. Appl. Mech. 1993, vol. 29, No. 1, p. 61-69. **5.** Altenbach H., Morachkovsky O., Naumenko K., Sychov A. Zum Kriechen dünner Rotationsschalen unter Einbeziehung geometrisher Nichtlinearität sowie der Asymmetrie der Werkstoffeigenschaften. Forschung im Ingenieurwesen. 1996, 62, № 3, p. 47-57. **6.** Galishin A., Zolochevsky A., Kühhorn A., Springmann M. Transversal shear effect in moderately thick shells from materials with characteristics dependent on the kind of stress state under creep-damage conditions: Numerical modeling. Techn. Mech., 2009, vol. 29, No 1, p. 48-59. **7.** Zolochevskij A.A., Sklepus A.N., Sklepus S.N. Nelinejnaja mehanika deformiruemogo tverdogo tela. Kharkiv: «Biznes Investor Grupp», 2011. 720 p. **8.** Shevchenko Yu.N., Galishin A.Z., Babeshko M.E. Thermoviscoelastoplastic deformation of compound shells of revolution made of a damageable material. Int. Appl. Mech, 2015, vol. 51, No 6, p. 607-613. **9.** Grigorenko Ja.M., Vasilenko A.T. Teorija obolochek peremennoj zhestkosti. (Metodi rascheta obolochek v 5 T., T4). Kyyiv: Nauk. dumka, 1981, 544 p. **10.** Salo V.A. Kraevie zadachi statiki obolochek s otverstijami. Kharkiv: NTU «HPI», 2003, 203 p. **11.** Zolochevsky A., Sklepus S., Galishin A., Kühhorn A., Kober M. A comparison between the 3D and the Kirchhoff-Love solutions for cylinders under creep-damage conditions. Techn. Mech. 2014. vol. 34, No 2, p. 104-113. **12.** Dunne F.P.E., Othman A.M., Hall F.R., Hayhurst D.R. Representation of uniaxial creep curves using continuum damage mechanics. Int. J. Mech. Sci. 1990, **32,** No 11, p. 945–957. **13.** Rvachev V.L. Teorija R-funktcij i nekotorie ee prilozhenija. Kyyiv: Nauk. dumka, 1982, 552 p. **14.** Galishin A.Z., Shevchenko Yu.N. Calculating the thermoelastic stress state of medium-thickness shells of revolution. International Applied Mechanics. 2008, vol. 44, No 5, p. 526-533.

Поступила (received) 10.07.2016.

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Склепус Сергей Николаевич – кандидат физико-математических наук, старший научный сотрудник, ИПМаш НАН Украины, г. Харьков, тел. (050) 522-49-01 (моб.), (0572) 67-54-95 (д.), e-mail: ssklepus@rambler.ru

Sklepus Sergej Nikolaevich – Candidate of Physical and Mathematical Sciences, Senior Research Officer, IPMach NAS of Ukraine, Kharkiv, tel.: (050) 522-49-01, (0572) 67-54-95, e-mail: ssklepus@rambler.ru

Галишин Александр Закирьянович – доктор технических наук, ведущий научный сотрудник, Институт механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины, г. Киев, e-mail: galishin55@mail.ru

Galishin Aleksandr Zakir'yanovich – Doctor of Technical Sciences, Leading Researcher, S.P.Timoshenko Institute of Mechanics NAS of Ukraine, Kyyiv, e-mail: galishin55@mail.ru