В большинстве случаев при создании и расчете армированных композиционных материалов преобладают или полуэмпирические методы, или классические методы теории упругости, абстрагирующиеся от неизбежного наличия в композите различных дефектов типа трещин, расслоений, пузырей, что, естественно, не позволяет в полной мере реализовать упруго-прочностные свойства исходных компонентов. Таким образом, проблема расчета и создания, монолитных трещиностойких армированных композитов, безусловно, актуальна и далека до полного завершения.

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТЕЛ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ В УСЛОВИЯХ РАДИАЦИОННОГО РАСПУХАНИЯ И ПОЛЗУЧЕСТИ

Веремейчик А.И., Хвисевич В.М.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Рассмотрим бесконечно длинный однородный круговой цилиндр с равномерным тепловыделением по сечению, который подвергается воздействию равномерного давления P со стороны внешней поверхности и находится в условиях радиационного распухания суммарным флюенсом быстрых нейтронов $\Phi = \varphi t$ ($\bar{E} > 0{,}1\,МэВ$) с учетом тепловой и радиационной ползучести. Температура T_S на внешней поверхности считается известной на основании решения задачи теплообмена с окружающей средой. Исследуем напряженно-деформированное состояние (НДС) цилиндра при комплексном нагружении. Дифференциальное уравнение равновесия имеет вид [1]:

$$\sigma_r - \sigma_\theta + r\frac{d\sigma_r}{dr} = 0, \tag{1}$$

где σ_r, σ_θ – радиальные и тангенциальные напряжения; r – текущий радиус.

Граничные условия принимаются в виде:

при $r=0$: $u_r = 0$; при $r=R$: $\sigma_r = -P$; где R – наружный радиус.

В соответствии с принципом Сен-Венана, на торцах длинного цилиндра граничные условия не рассматриваются, т.к. производится анализ сечений, достаточно удаленных от торцов. Считаем, что поток быстрых нейтронов происходит по нормали к поверхности цилиндра.

Эмпирическая функция радиационного распухания принимается согласно [1]:

$$S\left(T(r), \varphi t\right) = 4{,}9 \cdot 10^{-51} \cdot (\varphi t)^{1{,}71} \cdot 10^{\frac{15490}{T} - \frac{5{,}98 \cdot 10^6}{T^2}}, \tag{2}$$

где t – время, T – стационарное неоднородное температурное поле, являющееся функцией координаты [1, 2]:

$$T = T_S + \frac{q_v}{4\lambda}\left(R^2 - r^2\right), \tag{3}$$

где q_v – интенсивность объемного тепловыделения равномерно распределенных внутренних источников тепла; λ – коэффициент теплопроводности.

Формулы обобщенного закона Гука при силовом и температурном нагружении с учетом радиационного распухания и ползучести имеют вид:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_r &= \frac{1}{E}\left(\sigma_r - \nu\left(\sigma_\theta + \sigma_z\right)\right) + \varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw} + \varepsilon_r^{cr},\\
\varepsilon_\theta &= \frac{1}{E}\left(\sigma_\theta - \nu\left(\sigma_r + \sigma_z\right)\right) + \varepsilon_\theta^t + \varepsilon_\theta^s + \varepsilon_\theta^{cr},\\
\varepsilon_z &= \frac{1}{E}\left(\sigma_z - \nu\left(\sigma_\theta + \sigma_r\right)\right) + \varepsilon_z^t + \varepsilon_z^{sw} + \varepsilon_z^{cr},
\end{aligned} \tag{4}$$

где ε_r, ε_θ, ε_z – радиальные, тангенциальные и осевые деформации, α – коэффициент линейного расширения материала, ν – коэффициент Пуассона, E – модуль Юнга, ε^t, ε^{sw} – деформации, вызванные температурным воздействием и радиационным распуханием материала соответственно ($\varepsilon^t = \alpha \cdot T$,$\varepsilon^{sw} = \frac{1}{3}S\left(T\left(r\right), \varphi t\right)$), ε^{cr} – деформации, обусловленные ползучестью материала. При расчетах необходимо учитывать, что деформация ползучести происходит при постоянном объеме материала, поэтому должно выполняться условие:

$$\varepsilon_r^{cr} + \varepsilon_\theta^{cr} + \varepsilon_z^{cr} = 0. \tag{5}$$

Геометрические соотношения Коши, связывающие перемещения и деформации, имеют вид [1]:

$$\varepsilon_r = \frac{du_r}{dr}, \quad \varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r}, \quad \varepsilon_z = 0. \tag{6}$$

Принимая $S = S(r)$ для фиксированного момента времени и решая совместно (4) и (5), выразим компоненты напряжений через перемещения:

$$\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{\lambda}{\nu}\cdot\Big(\left(1-\nu\right)\cdot\varepsilon_r + \nu\cdot\varepsilon_\theta - (1+\nu)\cdot\left(\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}\right) -\\
&\quad -\left(1-\nu\right)\varepsilon_r^{cr} - \nu\left(1-\nu\right)\varepsilon_\theta^{cr} - \nu\varepsilon_z^{cr}\Big),\\
\sigma_\theta &= \frac{\lambda}{\nu}\cdot\Big(\left(1-\nu\right)\cdot\varepsilon_\theta + \nu\cdot\varepsilon_r - (1+\nu)\cdot\left(\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}\right) -\\
&\quad -\left(1-\nu\right)\varepsilon_\theta^{cr} - \nu\left(1-\nu\right)\varepsilon_r^{cr} - \nu\varepsilon_z^{cr}\Big),\\
\sigma_z &= \frac{\lambda}{\nu}\cdot\left(\nu\cdot\left(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta\right) - (1+\nu)\left(\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}\right) - \varepsilon_\theta^{cr} - \varepsilon_r^{cr} - \frac{\left(1-\nu\right)}{\nu}\varepsilon_z^{cr}\right),
\end{aligned} \tag{7}$$

где $\lambda = \dfrac{E\nu}{(1-2\nu)(1+\nu)}$ – параметр Ламе.

В результате совместного решения (7) и (1) получено неоднородное дифференциальное уравнение равновесия второго порядка:

$$\frac{d^2u_r}{dr^2}+\frac{1}{r}\frac{du_r}{dr}-\frac{u_r}{r^2}=\left(\alpha\frac{dT}{dr}+\frac{1}{3}\frac{dS}{dr}\right)\frac{1+\nu}{1-\nu}+\frac{1}{r}\left(\varepsilon_r^p-\varepsilon_\theta^p\right)(1-\nu)+ \\ +\frac{d\varepsilon_r^p}{dr}+\nu\frac{d\varepsilon_\theta^p}{dr}. \tag{8}$$

с граничными условиями:

при $r=0$: $u_r=0$; при $r=R$: $\sigma_r=-P=\frac{\lambda}{\nu}\cdot\left((1-\nu)\cdot\frac{du}{dr}+\nu\cdot\frac{u}{r}-\right.$

$$\left.-(1+\nu)\cdot\left(\alpha T+\frac{1}{3}S\right)-\nu(1-\nu)\left(\varepsilon_r^{cr}+\nu\varepsilon_\theta^{cr}\right)-\nu\varepsilon_z^{cr}\right). \tag{9}$$

Сначала весь интервал времени нагружения t_Σ разбивается на множество n шагов Δt: $n=\frac{t_\Sigma}{\Delta t}$. Затем в соответствии с методикой [1] решается дифференциальное уравнение (8) с граничными условиями (9) на нулевом шаге для момента времени $t=0$, при котором деформации ползучести отсутствуют. По выражениям (7) и (6) определяются компоненты тензора напряжения и деформаций соответственно.

Компоненты скорости деформации ползучести определяются на каждом временном шаге по формулам:

$$\begin{aligned}\dot\varepsilon_r^{cr}&=\frac{3}{2}\frac{\dot\varepsilon_u^{cr}}{\sigma_u}\cdot\left(2\sigma_r-\sigma_\theta-\sigma_z\right),\\ \dot\varepsilon_\theta^{cr}&=\frac{3}{2}\frac{\dot\varepsilon_u^{cr}}{\sigma_u}\cdot\left(2\sigma_\theta-\sigma_r-\sigma_z\right),\\ \dot\varepsilon_z^{cr}&=\frac{3}{2}\frac{\dot\varepsilon_u^{cr}}{\sigma_u}\cdot\left(2\sigma_z-\sigma_\theta-\sigma_r\right),\end{aligned} \tag{10}$$

где $\sigma_u=\frac{\sqrt{2}}{2}\cdot\sqrt{\left(\sigma_r-\sigma_\theta\right)^2+\left(\sigma_\theta-\sigma_z\right)^2+\left(\sigma_r-\sigma_z\right)^2}$ – интенсивность напряжений, $\dot\varepsilon_u^{cr}$ – закон терморадиационной ползучести, принимается согласно рекомендаций [2] в виде:

$$\dot\varepsilon_u^{cr}=1{,}49\cdot10^{10}\cdot\sigma_u^{2{,}44}\cdot\exp\left(-63200/T\right). \tag{11}$$

Тогда деформации ползучести на n-м шаге определяются из выражений:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{r(n)}^{cr}&=\varepsilon_{r(n-1)}^{cr}+\dot\varepsilon_{r(n-1)}^{cr}\cdot\Delta t,\\ \varepsilon_{\theta(n)}^{cr}&=\varepsilon_{\theta(n-1)}^{cr}+\dot\varepsilon_{\theta(n-1)}^{cr}\cdot\Delta t,\\ \varepsilon_{z(n)}^{cr}&=\varepsilon_{z(n-1)}^{cr}+\dot\varepsilon_{z(n-1)}^{cr}\cdot\Delta t,\end{aligned} \tag{12}$$

где $\varepsilon_{(n-1)}^{cr}, \dot{\varepsilon}_{(n-1)}^{cr}$ – составляющие деформации ползучести и скорости деформации ползучести на предыдущем временном шаге.

Найденные на рассматриваемом временном шаге компоненты деормации ползучести подставляются в дифференциальное уравнение (8) и граничные условия (9), затем на следующем шаге решается новое дифференциальное уравнение (8), определяются перемещения, компоненты напряжений и деформаций, и расчет повторяется.

Численный эксперимент проводился для аустенитной нержавеющей стали ОХ16Н15М3Б [3], для которой $\varphi = 2{,}81 \cdot 10^{19} \dfrac{нейтр}{см^2 \cdot ч}$; $\alpha = 16 \cdot 10^{-6} \dfrac{1}{K}$; $\nu = 0{,}3$; $E = 1{,}5 \cdot 10^{11}$ Па; $T_S = 973\,K$; $\lambda = 12 \dfrac{Вт}{м^2 \cdot {}^0C}$. При расчетах принималось: $R = 0{,}0027\, м$, $P = -10\, МПа$, $t_\Sigma = 7000\, ч$, $q_v = 2{,}234 \cdot 10^8 \dfrac{Вт}{м^3}$.

По результатам расчетов определены компоненты тензора напряжений и деформаций и исследована их зависимость от радиуса цилиндра и времени нагружения. Проведено сравнение результатов исследования НДС с учетом и без учета терморадиационной ползучести.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Хвисевич, В.М. Исследование напряженно-деформированного состояния сплошного цилиндра при температурном, механическом и радиационном нагружении / В.М. Хвисевич, А.И. Веремейчик // Вестник Брестского гос. техн. ун-та. – 2012. – № 4. – С. 25–28.

2. Ширвель, П.И. Прочность неравномерно нагретых цилиндрических тел в условиях ползучести и радиационного облучения / П.И. Ширвель, А.В. Чигарев, И.С. Куликов. – Минск: БНТУ, 2014. – 252 с.

3. Куликов, И.С. Прочность тепловыделяющих элементов быстрых газоохлаждаемых реакторов / И.С. Куликов, Б.Е. Тверковкин. – Минск: Наука и техника, 1984. – 103 с.

УДК 621.7/9.048.7

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ОПОРЫ ИЗМЕЛЬЧАЮЩЕГО БАРАБАНА КОРМОУБОРОЧНОГО КОМБАЙНА

М. И. Михайлов, К. М. Михайлов

Учреждение образования «Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого»

Исследовано напряженно-деформированное состояние опор измельчающего барабана кормоуборочного комбайна. Выполнен анализ влияния нагрузки на напряжения, деформации и перемещения опор качения и модельной конструкции. Установлена эквивалентная конструкция, позволяющая сократить объем расчетов на ЭВМ.