Выводы.

1. Предложенная схема компенсации износа в роторных питателях показала эффективность и стабильную работу автоматизированной транспортной системы установок Камюра.
2. При выполнении многократных компенсаций износа в роторных питателях величина конусности сопрягаемых поверхностей ротора и корпуса сохраняется постоянной как до, так и после эксплуатации.
3. Для компенсации износа в роторных питателях используется суммарный износ питателя, который зависит от конструкции ротора, рубашки и корпуса.
4. Приводятся конструктивные решения, направленные на увеличение компенсации суммарного износа питателя за счет увеличения прижима ротора, рубашки и отдельных частей рубашки.
5. Предложена рациональная схема компенсации износа, позволившая увеличить срок службы и решить ряд технических проблем.
6. Целесообразно провести исследования по разработке новых конструктивных изменений и оптимизации эксплуатационных параметров, направленных на увеличение компенсации суммарного износа питателей.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.с. 947245 СССР, МКИ Д 21 С 7/06. Роторный питатель вторичного котла / С.Л.Миличенко, Н.С.Гамов, Г.И.Камель (СССР). – № 2569019/29–12; заявл. 16.01.78; опубл. 30.07.82, Бюл. № 28. – 4с.
2. А.с. 1079715 СССР, МКИ Д 21 С 7/06. Роторный питатель вторичного котла / Г.И.Камель, С.Л.Миличенко (СССР). – № 3395144/29–12; заявл. 17.02.82; опубл. 15.03.84, Бюл. № 10. – 3с.
3. А.с. 1271920 СССР, МКИ Д 21 С 7/06. Роторный питатель / Г.И.Камель, Н.Н.Ланшаков (СССР). – № 3919566/29–12; заявл. 02.07.85; опубл. 23.11.86, Бюл. № 43. – 3с.
4. А.с. 1573066 СССР, МКИ Д 21 С 7/06. Питатель щепы / Г.И.Камель (СССР). – № 4453473/31–12; заявл. 04.07.88; опубл. 23.06.90, Бюл. № 23. – 3с.
5. А.с. 1008317 СССР, МКИ Д 21 С 7/06. Роторный питатель варочного котла / Г.И.Камель, С.Л.Миличенко (СССР). – № 3005905/29–12; заявл. 20.11.80; опубл. 30.03.83, Бюл. № 12. – 4с.
6. А.с. 1612018 СССР, МКИ Д 21 С 1/02. Роторный питатель / Г.И.Камель (СССР). – № 4453731/23–12; заявл. 04.07.88; опубл. 07.12.90, Бюл. № 45. – 3с.

Поступила в редколлегию 26.04.2012.

УДК 539.4

БОЙКО В.И., д.т.н., профессор
МЕЩАНИНОВ С.К., д.т.н., профессор
ВОЛОШИН Р.В., соискатель

Днепродзержинский государственный технический университет

МЕТОДЫ АНАЛИТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РАЗРУШЕНИЯ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОЛНЫХ КРИВЫХ НАПРЯЖЕНИЕ-ДЕФОРМАЦИЯ ($\sigma - \varepsilon$)

Введение. До настоящего времени не получили однозначного толкования экспериментального подтверждения принципиально важные допущения к существованию предельной поврежденности в момент начала макроразрушения. В наиболее простом случае одноосного растяжения поврежденность D может быть найдена по изменению дефекта модуля упругости материала из соотношения [1]

$$D = 1 - \frac{\overline{E}}{E}, \qquad (1)$$

где E – модуль Юнга; $\overline{E}$ – модуль упругости (Юнга) поврежденного материала.

Кроме того, в [1] утверждается, что накопленная к моменту начала макроразрушения материала поврежденность постоянна, вне зависимости от схемы нагружения макротрещина развивается по одному и тому же микромеханизму разрушения. В таком случае, в соответствии с [1], поврежденность правомерно называть предельной поврежденностью.

Постановка задачи. Наибольшие трудности вызывает оценка предельной поврежденности, отвечающая критической концентрации повреждений в момент начала макроразрушения образца [2]. Это связано с тем, что при статистическом растяжении практически невозможно разгрузить образец в момент старта макротрещины, так как в зависимости от условий нагружения при достижении предела прочности материала может произойти его динамическое разрушение в любой момент деформирования. Предельная поврежденность материала может быть достигнута только в условиях равновесия нагружения, исключающего динамическое разрушение образца. После образования макротрещины линейным участкам ниспадающей ветви полной диаграммы $\sigma - \varepsilon$ всегда соответствуют участки ниспадающей ветви полной диаграммы деформирования и участки автомодельности роста макротрещины [2]. Им, очевидно, можно сопоставить постоянную скорость накопления поврежденности. В [3] в качестве критерия трещиностойкости предлагается отношение предельной работы развития трещины A_p к удельной энергии упругой деформации W_y в момент образования трещины:

$$K_{\omega} = \frac{A_p}{W_y}, \qquad (2)$$

Параметры A_{p} и W_y находятся путем обработки полных диаграмм $\sigma - \varepsilon$, получаемых на жестких испытательных машинах. Физический смысл критерия сохраняется, если удельной работе A_{p} поставить в соответствие энергозатраты на разрушение, отнесенные к площади поперечного сечения образца в момент старта трещины:

$$\Pi = \frac{\overline{A}}{S}. \qquad (3)$$

Проведенный в [3] анализ диаграмм деформирования показывает, что для металлов зарождение и начальный рост макротрещины происходит в условиях вязкого отрыва, чему соответствует прямолинейный участок ниспадающей ветви диаграммы $\sigma - \varepsilon$. Этот участок используется для расчета коэффициента трещиностойкости [3]. Площадь поперечного сечения образца при этом F_k в момент старта макротрещины определяется как

$$F_k = l_k \cdot t_{k_1}, \qquad (4)$$

где l_k и t_{k_1} – минимальная ширина и толщина материала в центре образца в момент старта макротрещины.

Таким образом, *целью настоящей* работы является использование информации, получаемой на основе полных кривых $\sigma - \varepsilon$ аналитического моделирования процессов разрушения.

Результаты работы. Полная диаграмма $\sigma - \varepsilon$ на сегодняшний день представляется наиболее информативным экспериментальным материалом для оценки степени поврежденности и длительной прочности конструкционных элементов и материалов.

Так, в [4] для описания полной диаграммы деформирования породных массивов, сложенных песчано-глинистыми породами, предложена аналитическая зависимость вида:

$$\tau(\varepsilon) = \tau_o + a_1 \cdot 10^{-(\varepsilon-\varepsilon_0)^2/c} - a_2 \cdot 10^{-\varepsilon_0^2/c}. \qquad (5)$$

где $\tau(\varepsilon)$ – предел прочности на сдвиг при различной относительной сдвиговой деформации ε; τ_0 – остаточная прочность; ε_0 – предельная относительная деформация; С – расчетный коэффициент, С = $2 \cdot 10^{-4}$. Значения параметров τ_0, a_1, a_2 определяются из граничных условий. Остаточная прочность τ_0 при $\varepsilon \to \infty$ определяется коэффициентом трения f_{mp} между разрушенными участками породного массива и нормальным напряжением σ_n на рассматриваемой поверхности [5]:

$$\tau_0 = \sigma_n \cdot f_{mp}. \qquad (6)$$

Принятая в работе [6] гипотеза прочности Кулона, наиболее приемлемая по мнению авторов при расчете устойчивости открытых горных выработок, позволила получить следующую зависимость:

$$\tau(\varepsilon_0) = \sigma_n tg\varphi + K, \qquad (7)$$

где K – коэффициент сцепления; φ – угол внутреннего трения.

Сравнение расчетных и экспериментальных результатов, полученных в [4-6], показало их качественное совпадение. Предложенная аналитическая зависимость является полностью феноменологической, так как дает только внешнее описание процесса деформирования без учета внутреннего механизма разрушения. Кроме того, авторами не учтено существование дилатансии, поэтому зависимость вида (7) может быть использована в очень ограниченном числе случаев. Для описания диаграммы деформирования бетона в [7] предложена сравнительно простая зависимость:

$$\sigma = \mathrm{A}\varepsilon + \mathrm{B}\varepsilon^2 + \mathrm{C}\varepsilon^3 + \mathrm{D}\varepsilon^4 + \mathrm{E}\varepsilon^5, \qquad (8)$$

где A, B, C, D, E – эмпирические константы, определяемые из граничных и начальных условий. В определении их значений для каждого конкретного случая кроется существенное ограничение использования соотношения [8].

В [8] рассмотрена плоская асимметричная задача деформирования тела с круговой цилиндрической полостью радиуса a при двухосном растяжении нагрузкой Р. Представляется, что диаграмма деформирования описывается кусочно-линейной функцией, удовлетворяющей соотношению

$$\begin{cases} \sigma_0 = E\varepsilon_0 \\ \sigma_в - \sigma_0 = E'(\varepsilon_в - \varepsilon_0) \end{cases}, \qquad (9)$$

где σ_0 и ε_0 – напряжение и деформация на конце первого линейного участка деформирования; Е и E^1 – модуль упругости и модуль сдвига соответственно; σ_b и ε_b – разрушающие напряжение и деформация. Далее в [8] вводится характеристика трещиностойкости материала как относительная мера указанного отклонения:

$$\chi = \frac{P_b - P_b^1}{P_b^1}. \qquad (10)$$

Приняв $P_b^1 = \frac{1}{2}\sigma_b$ в случае $\sigma_b \geq \sigma_0$ и $P_b^1 = \frac{1}{2}\sigma_0$ в случае $\sigma_b \leq \sigma_0$, получают:

$$\chi = \frac{n\gamma(\gamma-1)}{(\gamma+\delta-1)[1+n(\gamma-1)]}\left[\frac{(1-n)(\delta-1)}{n\gamma}+\ln\delta\right],\ (\sigma_u \geq \sigma_0);$$

$$\chi = \frac{1}{1+n(\gamma-1)}\left[\delta+1+n(\gamma-1)\ln\delta\right],\ (\sigma_0 \geq \sigma_b);\ \left(n=\frac{1+\gamma}{2}, \gamma=\frac{E}{E^1}, \delta=\frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_0}\right). \tag{11}$$

Характеристика χ зависит только от характерных параметров диаграммы деформирования и является безразмерной постоянной материала. Как указывается в [8], постоянная χ характеристика трещиностойкости материала получена, исходя из логических соображений об аналоге механизмов разрушения материала в окрестности трещины и цилиндрической полости, поэтому вопрос о ее достоверности и возможности использования в практических задачах может быть решен на основе сопоставления с вязкостью разрушения $К_{1c}$ конкретных материалов. В [9] предлагается функцию отклика при осевом нагружении в условиях квазистатической деформации поликристаллов в системе переменных условное напряжение σ – условная деформация ε описывать в виде:

$$\sigma = \left(\frac{2}{3}\right)^{\varepsilon/2}\mu(0)B_0\left(1-{T}/{T_m}\right)(\varepsilon-\varepsilon_b)^{1/2}, \tag{12}$$

где $\mu(0)$ – модуль сдвига изотропных тел в нулевой точке; B_0 = 0,028 – безразмерная универсальная константа; T – температура окружающей среды; T_m – температура плавления изучаемого твердого тела. В [10] площадь диаграммы в координатах сила-прогиб с учетом поправки на массу образца приравнивается к работе разрушения. Путем деления ее на площадь поверхности разрушения получают удельную энергию (вязкость) разрушения G_{1c}. Значение G_{1c} является средним для всего сечения образца, что существенно, если учесть неоднородность цементного камня, раствора и бетона. Значение G_{1c} включает в себя не только термодинамическую величину поверхностной энергии разрушения в условиях идеально хрупкого отрыва, но и диссипацию энергии, вызванную необратимыми деформациями на фронте трещины при ее продвижении. Такой подход представляет несомненный интерес, так как использует в своем рассмотрении термодинамические представления о разрушении материала, т.е. рассматривает его непосредственно с физической точки зрения. В [11] полные диаграммы $\sigma-\varepsilon$ при кратковременном нагружении бетонных призм обобщаются с помощью модели: Ψ – мера сплошности поперечного сечения; Ψ =1 при отсутствии микродеструкции бетона; σ – условное напряжение (усилие, воспринимаемое однородно сжатой или растянутой призмой при заданной информации, отнесенное к площади поперечного сечения.

Полагая, что истинное напряжение подчиняется закону Гука, получают [11]:

$$\sigma_u = \mathrm{E}\varepsilon,\ \ \sigma = E_0\varepsilon\Psi,\ \frac{d\Psi}{d\varepsilon} = -B\varepsilon^{m-1}\Psi^{1-\delta}. \tag{13}$$

Отсюда, при условии, что $\Psi_{1\varepsilon=0}=1$, имеем $\Psi = \left[1-\left(B{\delta}/{m}\right)\varepsilon^m\right]^{1/\delta}$, $\delta \neq 0$,

а при $\delta = 0$
$$\Psi = \exp\left(-Bl^{m/k}\right). \tag{14}$$

Принимая S=${\sigma}/{R_1}$ и $\beta = {\varepsilon}/{\varepsilon_R}$, получают:

$$\mathrm{S} = \kappa\beta\left[1-\left(1-\kappa^{-\delta}\right)\beta^m\right]^{1/\delta}, \tag{15}$$

где m=$\delta\left(\kappa^{\delta}-1\right)^{-1}$; $\kappa=E_0^1 \varepsilon_R^1 / R^1$.

Некорректен изначально подход к оценке прочности материала, основанный на использовании закона Гука, который, как известно, справедлив только в самом начале нагружения (испытаний) образца. Кроме того, использование таких достаточно сложных аналитических выражений далеко не всегда приемлемо. По данным [12] кривая должна состоять из двух функций для восходящей и нисходящей ветвей:

$$\sigma_1=C_1\varepsilon+C_2\varepsilon^2+C_3\varepsilon^3 \text{ до } \varepsilon_{\max}, \quad \sigma_2=d_1+d_2\varepsilon+d_3\varepsilon^2 \text{ после } \varepsilon_{\max}, \tag{16}$$

где $C_1, C_2, C_3, d_1, d_2, d_3$ – эмпирические константы.

В [13] для случаев одноосного сжатия и растяжения полные кривые $\sigma-\varepsilon$ описываются в виде рядов Лорана:

$$\sigma=\left(\frac{\alpha}{1+\beta\varepsilon}+\frac{\gamma}{1+\varepsilon}\right)\varepsilon, \tag{17}$$

где α, β, γ – константы материала, определяемые экспериментально.

В работе [14] придается новый смысл внутренним структурным переменным диаграммы деформирования металлов при растяжении. Учет при описании диаграммы $\sigma-\varepsilon$ межгранулярного взаимодействия позволяет получить удовлетворительное соответствие теоретических расчетов и экспериментальных кривых для некоторых металлов и сплавов. В [15] гиперболическую зависимость на стадии разрушения предполагается модифицировать с помощью введения в уравнение параметров, определяемых при специальных тестах при трехосном НДС. В [16] полную диаграмму сжатия бетона предлагается описывать полиномом

$$\frac{\sigma_s}{R}=\kappa_1\eta+\kappa_2\eta^2+\ldots+\kappa_i\eta^i+\ldots+\kappa_n\eta^n, \tag{18}$$

где $\eta=\varepsilon / \varepsilon_{\max}$; R, $\varepsilon_{\max}$ – максимальное сопротивление бетона и соответствующая ему деформация; σ_s – разрушающее напряжение.

Описание разрушения с помощью полиномов достаточно широко используется в современном материаловедении, однако, в большинстве случаев такой подход не дает удовлетворительного совпадения расчетных и экспериментальных данных в широком диапазоне деформаций и напряжений. Несмотря на известное несовершенство анализа процесса деформирования и разрушения с помощью полиномов, такие подходы все еще широко распространены вследствие сравнительной простоты и общепринятых представлений.

В [17] предложено аналитическое выражение для описания полной кривой $\sigma-\varepsilon$ бетона в виде:

$$f_c=\frac{2f_c^1\left(\varepsilon / \varepsilon_0\right)}{1+\left(\varepsilon / \varepsilon_0\right)^2}; \quad \frac{f_c}{f_c^1}=\frac{\beta\left(\varepsilon / \varepsilon_c^1\right)}{\beta-1+\left(\varepsilon / \varepsilon_c^1\right)^2}; \quad \beta=\frac{1}{1-\dfrac{f_c^1}{\varepsilon_c^1 Eit}}; \quad \frac{df}{d\varepsilon}=Eit, \tag{19}$$

где f_c^1, ε – максимальное напряжение и деформация соответственно.

В работе [18] объемную деформацию Θ бетона представляют состоящей из трех частей:

$$\Theta=\Theta_1\left(\sigma_0\right)+\Theta_2\left(\sigma_{01}T\right)+\Theta_3\left(\sigma_{o1}T_1 r\right), \tag{20}$$

где $\Theta_1(\sigma_0)$ – деформация, возникающая под действием шарового тензора σ_0, включающая упругие деформации, закрытие пор и разрушение междупорового пространства; $\Theta_2(\sigma_{o1}T)$ – деформация уплотнения (уменьшения объема) при совместном воздействии шарового тензора σ_0 и второго тензора девиатора напряжений вследствие микро-растрескивания контактной зоны и внедрения в матрицу гранул крупного заполнителя на уровне макроструктуры; $\Theta_3(\sigma_{01}T_1\Gamma)$ – деформация пластического разрыхления:

$$\Theta_1(\sigma_0)=\frac{\sigma_0}{K_s(\sigma_0)};$$

$$\Theta_2(\sigma_{01}T)=-\frac{T}{H_s(K_s(\sigma_0)_i\sigma_0)};\Theta_3=(\sigma_{o1}T_1\Gamma)=\frac{1}{D_s(T_1\sigma_0)}\left(\int\Gamma d\Gamma-T^2\big/_2 G_0\right), \tag{21}$$

где $K_s(\sigma_0)$ – секущий модуль объемной деформации, вызванной воздействием шарового тензора (среднего нормального напряжения); $D_s(T_1\sigma_0)$ – секущий модуль деформации пластического разрыхления (дилатации); G_0 – начальный модуль сдвига; Γ – пластические деформации сдвига. В [19] диаграмма растяжения стали аппроксимирована функцией

$$\sigma=\Theta\varepsilon I_1+\sigma_T I_2+(\varepsilon-\alpha)[\Theta-\beta(\varepsilon-\alpha)]I_3, \tag{22}$$

где σ – напряжение; ε – деформация; Θ – модуль упругости; α, β – эмпирические постоянные; I_1, I_2, I_3 – индикаторы:

$$I_1=\begin{cases}1_1\,\varepsilon\in(o_1\varepsilon_T)\\0_1\,\varepsilon\notin(o_1\varepsilon_T)\end{cases};\; I_2=\begin{cases}1_1\,\varepsilon\in(\varepsilon_{T_1}\varepsilon'_T)\\o_{1\varepsilon\notin}(\varepsilon_{T_1}\varepsilon'_T)\end{cases};\; I_3=\begin{cases}1_1\,\varepsilon\in(\varepsilon'_{T_1}\varepsilon_p)\\o_{1\varepsilon\notin}(\varepsilon'_{T_1}\varepsilon_p)\end{cases}, \tag{23}$$

где $\varepsilon_T=\sigma_T\Theta^{-1}$; $\varepsilon_T^1=\varepsilon_T+\alpha$; ε_p – предельная деформация равновесного разрушения; ε_T – предельная деформация.

Это, безусловно, интересный подход, учитывающий при помощи индикаторов I_1, I_2, I_3 особенности состояния материала по ходу его разрушения (или деформирования). Аналогичный подход предложен и в работах [20], где экспериментальную функцию сопротивления материала предлагается аппроксимировать кусочно-линейной функцией

$$S_1=EZ_1I_1+[S_T+E_T(Z_1-l_T)]I_2+[S_b-D_1(Z_1-l_b)]I_3, \tag{24}$$

где Е – модуль Юнга; S_T – предел текучести; E_T – модуль упрочнения; D_1 – модуль хрупкости; l_T, l_b – предельные деформации;

$$\mathrm{E}=S_T\big/l_T;\; E_T=(S_b-S_T)\big/(l_b-l_T);\; D_1=S_b\big/(l_b-l_T), \tag{25}$$

где I_1, I_2, I_3 – индикаторы интервалов измерения деформаций. В области упругих деформаций $I_1=1$, $I_2=I_3=0$. В области упруго-пластических деформаций $I_2=1$, $I_1=I_3=0$. В области деформаций на стадии макроразрушения $I_3=1$, $I_2=I_1=0$.

В работе [21] приведены формулы для аналитического описания зависимости кривых $\sigma-\varepsilon$ при кратковременных испытаниях. Отмечается, что наилучшее соответствие с экспериментальными кривыми имеют теоретические кривые, рассчитанные по формуле:

$$f = f_0 \, {}^{\varepsilon}\!/\!_{\varepsilon_0} \frac{n}{(n-1) + \left({}^{\varepsilon}\!/\!_{\varepsilon_0} \right)^n}, \tag{26}$$

где f – напряжение; f_0 – предельное напряжение; ε – деформация; ε_0 – деформация, соответствующая предельному напряжению; *n* – опытный параметр, имеющий различные значения для бетона, раствора и цементной пасты. Отмечается, что с помощью этого выражения могут быть рассчитаны кривые $\sigma - \varepsilon$, имеющие ниспадающий участок в случае испытания образцов с постоянной скоростью деформирования. Здесь следует отметить, что степенная функция никогда не описывала с достаточной степенью точности процессы деформирования материалов в широком диапазоне величин деформаций, поэтому формулой (26) следует пользоваться осторожно. В [22] для запредельной падающей ветви диаграммы деформирования предложены соотношения между напряжениями σ_{ij} и деформациями ε_{ij} вида:

$$\sigma_{ij} = K(1+\lambda w)\varepsilon_{kk}\sigma_{ij} + 2\mu(1-w)(\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{kk}\sigma_{ij}/3), \tag{27}$$

где К, μ – модули объемного сжатия сдвига неповрежденного материала; λ – коэффициент дилатанасии. Здесь w представляет собой поврежденность материала, увеличивающуюся по мере возрастания интенсивности деформаций. Эти соотношения описывают основные особенности деформирования горных пород и, прежде всего, явление локализации накопления рассеянных дефектов в отдельных зонах. Такой подход, безусловно, представляет большой, в первую очередь, научный интерес.

В работе [23] предложено аналитическое представление полной кривой $\sigma - \varepsilon$:

$$\frac{\vartheta}{\vartheta_{\max}} = \left(\frac{\varepsilon_1}{8\pi\varepsilon_0} + \frac{3}{4} \right) \sin\frac{\pi\varepsilon}{2\varepsilon_1} + \left(\frac{\varepsilon_1}{8\pi\varepsilon_0} - \frac{1}{4} \right) \sin\frac{3\pi\varepsilon}{2\varepsilon_1}, \tag{28}$$

где ε_0 – деформация, соответствующая 0,25 $\varepsilon_{\max}$; ε_1 – деформация, соответствующая $\varepsilon_{\max}$. Ценность предложенного соотношения заключается в том, что диаграмма $\sigma - \varepsilon$ определяется полностью с помощью только этих параметров. В [24] установлено, что обычно применяемая зависимость между напряжением и осевой деформацией в виде гиперболической кривой не описывает нелинейное поведение грунтов. А в [25], напротив, на основании данных растяжения твердых тел предложена зависимость, в соответствии с которой напряжения пропорциональны гиперболическому тангенсу обобщенных деформаций, что говорит о противоречивости некоторых представлений о механизмах и природе деформирования твердых тел.

В работе [24] для бетонов предложена зависимость, с помощью которой полученные результаты совпадают с экспериментальными данными:

$$\sigma = E\exp\left[-\left(\frac{E\varepsilon - 2}{cS} \right)^m \right] = E\varepsilon \left(\frac{E_0}{E} \right) \left(\frac{E\varepsilon - 2}{E\varepsilon_0 - 2} \right). \tag{29}$$

В [25] кривую $\sigma - \varepsilon$ предложено строить на основе обычного экспоненциального уравнения для прочности элементарных связей:

$$\begin{cases} f=\dfrac{E_0\varepsilon}{2+\left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^3}, E_0=\dfrac{3f_0}{\varepsilon_0}; \\ f=\dfrac{E_0\varepsilon}{a+\left(\varepsilon/\varepsilon_0\right)^b}, E_0=(a+1)\dfrac{f}{\varepsilon_0} \end{cases} . \tag{30}$$

В работе [25] компоненты деформаций представлены в виде:

$$\varepsilon_x=\frac{3\Gamma}{2(1+\mu)\phi(\Gamma)}\left[\sigma_x-\mu\left(\sigma_y+\sigma_z\right)\right];\ \gamma_{xy}=\frac{3\Gamma}{\phi(\Gamma)}\tau_{xy};$$
$$\varepsilon_y=\frac{3\Gamma}{2(1+\mu)\phi(\Gamma)}\left[\sigma_y-\mu\left(\sigma_x+\sigma_z\right)\right];\ \gamma_{yz}=\frac{3\Gamma}{\phi(\Gamma)}\tau_{yz}; \tag{31}$$
$$\varepsilon_z=\frac{3\Gamma}{2(1+\mu)\phi(\Gamma)}\left[\sigma_z-\mu\left(\sigma_x+\sigma_y\right)\right];\ \gamma_{zx}=\frac{3\Gamma}{\phi(\Gamma)}\tau_{zx}.$$

Если принять Γ – интенсивность деформаций и T – интенсивность напряжений, то эти величины определяются в [25] следующим образом:

$$T=\frac{\sqrt{2}}{2}\left\{\left(\sigma_x-\sigma_y\right)^2+\left(\sigma_y-\sigma_z\right)^2+\left(\sigma_z-\sigma_x\right)^2+6\left(\tau_{xy}^2+\tau_{yz}^2+\tau_{zx}^2\right)\right\}^{1/2}; \tag{32}$$
$$\Gamma=\frac{\sqrt{2}}{3}\left\{\left(\varepsilon_x-\varepsilon_y\right)^2+\left(\varepsilon_y-\varepsilon_z\right)^2+\left(\varepsilon_z-\varepsilon_x\right)^2+\frac{3}{2}\left(\gamma_{xy}^2+\gamma_{yz}^2+\gamma_{zx}^2\right)\right\}^{1/2}.$$

где $\tau_{xy},\tau_{yz},\tau_{zx}$ – сдвиговые компоненты напряжений; $\varepsilon_x,\varepsilon_y,\varepsilon_z$ – компоненты деформаций. Тогда обобщенная кривая деформирования имеет вид

$$\mathrm{T}=\Phi(\Gamma) \tag{33}$$

и отражает общую связь между напряжениями и деформациями при любом виде напряженного состояния на всех стадиях деформирования. В работе [25] предложено стандартизированное выражение для кривой $\sigma-\varepsilon$ конструкционной стали в условиях монотонного осевого растяжения:

$$\sigma=\left[E\Big/\left(1+\varepsilon/\varepsilon_0\right)\right]^{1/R\xi}, \tag{34}$$

где R и ξ – эмпирические постоянные.

На основании обобщенного закона Гука связь между деформациями и напряжениями в теории упругости выражается уравнениями:

$$\varepsilon_x=\frac{1}{E}\left[\sigma_x-\mu\left(\sigma_y+\sigma_z\right)\right],\ \gamma_{xy}=\frac{\tau_{xy}}{G};$$
$$\varepsilon_y=\frac{1}{E}\left[\sigma_y-\mu\left(\sigma_x+\sigma_z\right)\right],\ \gamma_{yz}=\frac{\tau_{yz}}{G}; \tag{35}$$
$$\varepsilon_z=\frac{1}{E}\left[\sigma_z-\mu\left(\sigma_x+\sigma_y\right)\right],\ \gamma_{zx}=\frac{\tau_{zx}}{G},$$

где $G = \dfrac{E}{2(1+\mu)}$.

При постоянной скорости деформации $w = \varepsilon = const$ уравнение для кривой $\sigma = f(\varepsilon)$ с отклонением от линейной зависимости представляется в виде:

$$\sigma = kw\left(1 - l^{-\varepsilon/wn}\right), \tag{36}$$

где $n = \dfrac{k}{E}$ время фиксации, $k = \dfrac{\sigma b}{\dot{\varepsilon}}$; σ_b – напряжение для идеально вязкого тела.

Там же описываются уравнения параболического типа:

$$\sigma = f(\varepsilon)_{\varepsilon=0} + \varepsilon f^1(\varepsilon)_{\varepsilon=0} + \frac{\varepsilon^2}{1\times 2} f''(\varepsilon)_{\varepsilon=0} + \dots \ . \tag{37}$$

Ограничиваясь первыми двумя членами уравнения, можно получить линейную зависимость, соответствующую простейшей форме закона Гука. Большее количество членов ряда дает кривую того или иного вида. Недостатком предложенных кривых является то обстоятельство, что физическая сущность явления и причинность тех или иных особенностей кривой полностью выпадает из рассмотрения. По этой причине подобные соотношения и соответствующие им кривые не получили широкого распространения. А.Е.Шейкиным в предложено уравнение диаграммы сжатия бетона, при выводе которого предполагалось, что деформации ползучести прямо пропорциональны величине напряжений и времени действия нагрузки:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + \alpha\sigma^2, \tag{38}$$

где E_0 – начальный модуль упругости бетона.

Искривление диаграммы сжатия объясняется нарастанием деформаций ползучести при высоких напряжениях в бетоне. Коэффициент пропорциональности α рассматривается как некоторая физическая характеристика, постоянная для данного бетона. Выражение является ничем иным, как законом Гука с попыткой учета ползучести материала.

Рассмотрим следующее соотношение:

$$\sigma_i = 3G\varepsilon_i(1-w), \tag{39}$$

где w – функция пластичности Ильюшина;

$$\varepsilon_i = \sigma_i \, {(1+\vartheta)}/{3G}, \tag{40}$$

где ϑ – функция пластичности Хенки. Эти функции связаны соотношением:

$$\vartheta = {w}/{(1-w)}, \tag{41}$$

причем $0 \le w \langle 1$, $\dfrac{dw}{d\varepsilon_i} \rangle 0$. Это справедливо для активного процесса деформации, т.е. когда $\varepsilon_i(t_1) < \varepsilon_i(t_2)$ при $t_1 < t_2$ (нагружение).

Для динамического нагружения количественное изменение (текучести) дается выражение

$$\sigma_T = \sigma_T^0 \left[1 + k \ln \left(\dot{\varepsilon} \Big/ \dot{\varepsilon}_0 \right)^n \right], \tag{42}$$

где σ_T^0 – предел текучести при скорости деформации; *К* и *n* – постоянные.

Для переменной скорости деформации в [32] предлагается зависимость

$$\sigma = A \left[\int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon} \left(h(\varepsilon) \Big/ \dot{\varepsilon}_0 \right)^q d\varepsilon \right] \left[h(\varepsilon) \Big/ \dot{\varepsilon}_0 \right]^n, \tag{43}$$

справедливая для произвольного изменения скорости деформации $\dot{\varepsilon} = h(\varepsilon)$, начиная со значения $\dot{\varepsilon}_0$ при ε_0.

Для произвольной истории нагружения предложена зависимость

$$\sigma = \sigma\left(\varepsilon^{(p)}\right) - \int_0^t k(t-\tau)\sigma(\tau)d\tau, \tag{44}$$

где $\sigma\left(\varepsilon^{(p)}\right)$ – предельная динамическая зависимость при $\dot{\varepsilon} \to \infty$; $\varepsilon^{(p)} = \varepsilon - \dfrac{\sigma}{E}$ – пластическая деформация; *K(t)* – ядро, которое при обработке данных эксперимента принято в форме ядра Абеля. Предложенные соотношения основаны на теории упругости, ползучести и деформации. Учет различных условий нагружения, а также истории нагружения является, безусловно, весьма важным началом в оценке и расчете деформирования материалов. Скорость деформации, по-видимому, достаточно адекватно отражает эволюцию материала, что в принципе является интересным, однако она не отражает непосредственно физический механизм. Учитывая то, что в большинстве случаев необходимо определить не физическое состояние структуры материала, а его НДС достаточно просты и удобны для практических расчетов. Полные кривые $\sigma - \varepsilon$ для бетона и пескобетона описываются зависимостями вида:

$$\sigma = \frac{R_c \beta \dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_c}}{\beta - 1 + \left(\dfrac{\varepsilon}{\varepsilon_c} \right)^\beta}, \tag{45}$$

где $\beta = \dfrac{1}{1 - \dfrac{R_c}{\varepsilon_c} E_{ft}}$; ε_c – деформация, соответствующая максимальному напряжению (максимальной нагрузке); $R_c = \sigma_c$ – максимальная нагрузка.

Выводы. 1. Необходим однозначный учет эволюции материала под нагрузкой в каждый момент времени с возможностью учета изменения условий и режима нагружения.

2. Необходима четкая привязка эволюционных уравнений к иерархии структуры исследуемого материала с целью выявления ведущих, второстепенных и косвенных звеньев, участвующих в процессе разрушения.
3. В изначально детерминированном уравнении долговечности все основные параметры должны быть статистическими. Деформируемое твердое тело необходимо рассматривать как самоорганизацию диссипативных структур со спонтанной их перестройкой с последовательностью кинетических переходов, при которых случайность, неравновесность и необратимость являются источниками порядка в системе. По-видимому, именно на этих основных положениях и должны базироваться новые, бо-

лее совершенные методы аналитического описания и прогнозирования НДС и долговечности конструкционных, строительных материалов и горных пород.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лебедев А.А. Определение параметров поврежденности пластичных материалов на стадии разупрочнения / А.А.Лебедев, Н.Г.Чаусов, Ю.Л.Евецкий // Проблемы прочности. – 1989. – №9. – С.14-18.
2. Кинетика разрушения листового пластичного материала на заключительной стадии деформирования / А.А.Лебедев, Н.Г.Чаусов, О.И.Марусий [и др.] // Проблемы прочности. – 1988. – №12. – С.18-25.
3. Несмашный Е.А. Аналитические зависимости для полной диаграммы деформирования песчано-глинистых массивов / Несмашный Е.А. // Изв. Вузов. Горный журнал. – 1989. – №10. – С.32-33.
4. Бока Х. Введение в механику скальных пород / Под ред. Бока Х. – М.: Мир, 1983. – 276с.
5. Баклашов И.В. Деформирование и разрушение породных массивов / Баклашов И.В. – М.: Недра, 1988. – 271с.
6. Байков В.Н. Расчет изгибаемых элементов с учетом экспериментальных зависимостей между напряжениями и деформациями для бетона и высокопрочной арматуры / В.Н.Байков // Изв. Вузов. Строительство и архитектура. – 1981. – №5. – С.26-32.
7. Хорошун Л.П. Об оценке трещиностойкости материала на основе диаграммы деформирования / Хорошун Л.П. // Прикладная механика. – 1989. – С.25-32.
8. Белл Д.Ф. Экспериментальные основы механики деформируемых твердых тел: в 2-х частях / Белл Д.Ф.; пер. с англ. под ред. А.П.Филина. – Часть 2. Конечные деформации. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1984. – 432с.
9. Шевченко В.И. Методика определения полных диаграмм изгиба хрупких материалов / В.И.Шевченко, А.В.Ушаков А.В. // Заводская лаборатория. – №9. – 1985. – С.80-81.
10. Вишнивецкий Г.Д. Об эмпирических выражениях полной диаграммы сжатия бетона / Г.Д.Вишнивецкий // Исследования по механике конструкций и материалов. – Л.: ЛИСИ. – 1989. – С. 71 – 74.
11. Вахненко П.Ф. Об учете пластических свойств бетона при расчете кососжимаемых и косоизгибаемых железобетонных элементов / П.Ф.Вахненко, В.Н.Кондель // Изв. Вузов. Строительство и архитектура. – 1989. – №10. – С.6-9.
12. Скуратовский М.Н. О распространении законов Кокса и Хартига на большие деформации материалов / М.Н.Скуратовский, В.Б.Резник // Изв. Вузов. Строительство и архитектура. – 1989. – №4. – С.120-122.
13. Prevost I.H. The tensile stress-strain curve generation from simple material parameters / I.H.Prevost // J. Geoteckn. Test. J. – 1991. – 14, №2. – P.1255-1263.
14. Griffits D.V. Stress-strain curve generation from simple triaxial parameters / D.V. Griffits, I.H. Prevost // Int. J. Numer. And Anal.Meth Geomech. – 1990. – 14, №8 – P.587-594.
15. Гуща Ю.П. Расчет деформаций конструкций на всех стадиях при кратковременном и длительном нагружениях / Ю.П.Гуща, Л.Л.Лемыш // Бетон и железобетон. – 1985. – №11. – С.11-16.
16. Лифшиц М.Б. Вариант модели объемного деформирования бетона // Изв. Вузов. Строительство. – 1991. – №10. – С.121-124.
17. Волков С.Д. К теории макротрещин. Сообщение 1. Модели класса M_T / С.Д.Волков // Проблемы прочности. – 1981. – №2. – С. 44 – 48. Волков С.Д. К теории макротре-

щин. Сообщение 2. Модели класса M_T / С.Д.Волков // Проблемы прочности. – 1981. – №2. – С.38-42.
18. Popovics S.A. Complete averages for the estimation of deformability of composite materials / S.A.Popovics // физ.-хим. Мех (НРБ). – 1981. – №3. – С. 31 – 36.
19. Гарагаш И.А. Модель дилашансионного растрескивания упругой среды / И.А.Гарагаш, Е.Ч.Агжигов // Математика и механика: 9 респ. межвуз. науч. конф., 12-15 сент. 1989 г.: тезисы докл. – Алма-Ата, 1989. – Ч.3. – С.55.
20. Яшин А.В. Прочность и деформация бетона при кратковременной длительной нагрузках. / А.В.Яшин // Структура и строительно-технические свойства гидротехнического бетона. – 1973. – №1 – С.148-152.
21. Виноградов В.В. Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок / Виноградов В.В. – К.: Наук. думка, 1989. – 192с.
22. Nozomi Komatsubara The modeling of $\varepsilon - \sigma$ dependency of multiphase steels / Nozomi Komatsubara // Curc. Adv. Mater. and Proc. – 1990. – №3 – P.874.
23. Берг О.Я. Физические основы теории прочности бетона и железобетона / Берг О.Я – М.: Гос. изд-во литературы по строительству, архитектуре и строительным материалам, 1961. – 96с.
24. Попов В.Н. Динамика разрушения деформируемого тела / В.Н.Попов, В.В.Селиванов. – М.: Машиностроение, 1987. – 272с.
25. Czkwianianc A. Zaleznosc $\sigma - \varepsilon$ betonu zwyklego I plaskowego w swietle badan eksperymenuch / A.Czkwianianc., A.Nowakowski // Archiwum inzynieri ladowej. – 1990. – Т. 36., вып. 1-2. – С.103-119.

Поступила в редколлегию 26.07.2012.

УДК 624.074.4

ПЕРЕМІТЬКО В.В. к.т.н., доцент
РЕЙДЕРМАН Ю.І., к.т.н., доцент
ЧЕРЕДНИК Є.О., ст. викладач
ЗАВАДСЬКИЙ А.В., магістр
КЛОЧКО К.І., магістр
ТАБЕРКО Л.М., інженер

Дніпродзержинський державний технічний університет

РОЗРАХУНОК РОЗПІРНИХ ШПАНГОУТІВ

Вступ. При застосуванні оболонкових конструкцій у місці з‘єднання днища з корпусом виникає підвищення напружень. Це явище, що зветься концентрацією напружень в окремих перерізах, обумовлює необхідність виконувати всю конструкцію збільшеної товщини. Але є можливість збільшити товщину тільки частини корпусу, а решту конструкції зробити зварною з кількох частин, передбачаючи, що більшу товщину буде мати тільки та частина, де діють підвищені напруження, або виготовляти її з більш міцного матеріалу. Ця частина зветься шпангоутом. На рис.1 представлена схема розрахунку конструкції, що включає в себе розпірний шпангоут.

З точки зору тих, хто розраховує таку конструкцію на міцність, вона статично невизначена. Невідомими є перерізувальні сили та згинальні моменти.

Постановка задачі. При виконанні розрахунку конструкції на міцність постає задача ліквідації статичної невизначеності.