

Как видим из рис. 5, графики $U(Q)$ близки по форме графикам $Q(Q)$.

В случае, когда компоненты нагрузки возрастают непропорционально, выражения для W_p , dW_p могут быть записаны в форме, аналогичной приведенной выше. Например, если при некотором уровне нагрузки $Q=Q_0$ происходит догружение системы несколькими силами и они нарастают пропорционально одному параметру Q_1 , то выражения для U_k с учетом $P_m = P_{m0} + \Delta P_m$ и определения (4) примут вид:

$$U_k = \frac{1}{E} \sum_{i=1}^{i_T} \frac{L_i \alpha_{jk}}{A_j} \left[\sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \cdot Q_0 + \sum_m \alpha_{im} \Delta P_m \cdot Q_1 \right] \eta_T +$$

$$+ \sum_{i=i_T+1}^N L_i \alpha_{jk} \left(\varepsilon_B - (\varepsilon_B - \varepsilon_T) \cdot \sqrt{\frac{\sigma_B - \frac{1}{A_j} \left[\sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \cdot Q_0 + \sum_m \alpha_{im} \Delta P_m \cdot Q_1 \right] \eta_T}{\sigma_y}} \right)$$

или

$$U_k = \frac{1}{E} \sum_{i=1}^{i_T} \frac{L_i \alpha_{jk}}{A_j} \left[\sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \cdot Q_0 + \sum_m \alpha_{im} \Delta P_m \cdot Q_1 \right] \eta_T +$$

$$+ \sum_{i=i_T+1}^N L_i \alpha_{jk} \left(\varepsilon_T - \frac{1}{\gamma} \ln \frac{\sigma_B - \frac{1}{A_j} \left[\sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \cdot Q_0 + \sum_m \alpha_{im} \Delta P_m \cdot Q_1 \right] \eta_T}{\sigma_y} \right)$$

KHOLODAR B.G. Determination of truss stress-strain state with Cremona-Maxwell diagram

Force spectra are constructed in truss members. Also computed is the spectra characterizing the contribution of each member in compliance of the truss under a given load. The stress-strain relationship is approximated by either of the two considered functions. Determined are the nodal displacements and the power of additional work expended on the deformation of the structure. Calculation formulas are presented for proportional and non-proportional loading cases.

УДК 531.2+624.0

Холодарь Б.Г.

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ФЕРМЫ ИЗ РЕОНОМНОГО УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА

Введение. Уравнения типа Максвелла с нелинейной вязкостью позволяют описывать поведение реономных материалов в различных режимах – при ползучести, релаксации, деформировании или нагружении с постоянной скоростью, ударных и переменных нагрузках и др. [1–3]. Уравнения течения могут быть дополнены уравнением развития поврежденности, что позволяет оценивать долговечность материала при заданных воздействиях [4].

Далее рассматривается упругопластический материал, деформация которого включает только мгновенно-обратимую и остаточную компоненты, а запаздывающе-обратимая часть деформации отсутствует.

Поведение фермы под действием силовой и тепловой нагрузки. В соответствии с кинетическими представлениями о процессах течения и развития поврежденности скорости структурных превращений в материале в зависимости от температуры и внешних силовых воздействий, выраженных через макронапряжения в точке тела, в целом подчиняется экспоненциальному закону $\exp((U_0 - \alpha \cdot \sigma)/k\theta)$, где k, θ – постоянная Больцмана и абсолютная температура, а U_0 и $\alpha \cdot \sigma$ трактуются как исходный уровень энергии активации и ее снижение при наличии упругих деформаций решетчатой структуры. Однако результаты обработки экспериментальных данных показывают, что для адекватного описания особенностей поведения реальных микронеоднородных материалов структурные параметры U_0 и α следует принимать зависящими от вида напряженного состояния и температуры, что связано со сложным характером процессов перестройки структуры, сопутствующей нагружению [2–4]. Наличие участка упрочнения материала на диаграмме растяжения (ДР) тре-

бует введения зависимости энергии активации от достигнутой деформации.

Уравнение течения для случая одноосного нагружения имеет вид

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d\sigma}{Edt} + \frac{\sigma}{\eta}, \quad \eta = 3GT, \quad (1)$$

где ε , σ , E , G – деформация, напряжение, модули упругости первого и второго рода; η – вязкость материала, $T = T_0 \cdot \exp(U/k\theta)$ – время релаксации процессов формоизменения структурных элементов среды; U – энергия активации, T_0 – временная константа, с использованием которой определяется начальный уровень энергии активации U_0 . Далее аргумент $U/k\theta$ представлен как $U_0 - \alpha \cdot \sigma + F(\varepsilon, \sigma)$, а для функции $F(\varepsilon, \sigma)$, служащей для описания формы достигаемого упрочнения на разных скоростях и температурах, использована зависимость

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Бутенин, Н.В. Курс теоретической механики: в 2 томах / Н.В. Бутенин, Я.Л. Лунц, Д.Р. Меркин. – СПб.: Издательство «Лань», 1998. – 736 с.
2. Работнов, Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1979. – 744 с.

Материал поступил в редакцию 09.04.15

$$F(\varepsilon, \sigma) = \beta \left(1 - \left(1 - \frac{\varepsilon - \varepsilon_{PT}}{\varepsilon_B} \right)^m \right) \sigma, \quad \varepsilon > \varepsilon_{PT}.$$

Структурные параметры U_0 , α , β зависят от температуры и определены с учетом данных таблицы 1, а $m=4$ – константа, отражающая форму участка упрочнения. Использовано также условие, что на диаграмме растяжения производная $d\sigma/d\varepsilon = E/2$ при $\sigma = 0.75 \sigma_T$, что соответствует методике определения предела пропорциональности материала.

Таблица 1

$T_{и}$	-200	-196	-100	0	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
$E \cdot 10^{-5}$	2.30	2.29	2.25	2.2	2.2	2.1	2.05	1.9	1.8	1.55	1.2	0.85	0.5	0.2	0.1	0.1	0.15
σ_B	830	820	585	470	450	415	410	415	340	245	180	130	90	75	47	30	20
σ_T	790	770	440	290	280	240	230	170	150	140	110	90	70	50	20	15	10
ε_p	1.0	1.5	16	32	34	31	28	29	39	40	39	39	51	55	63	59	64

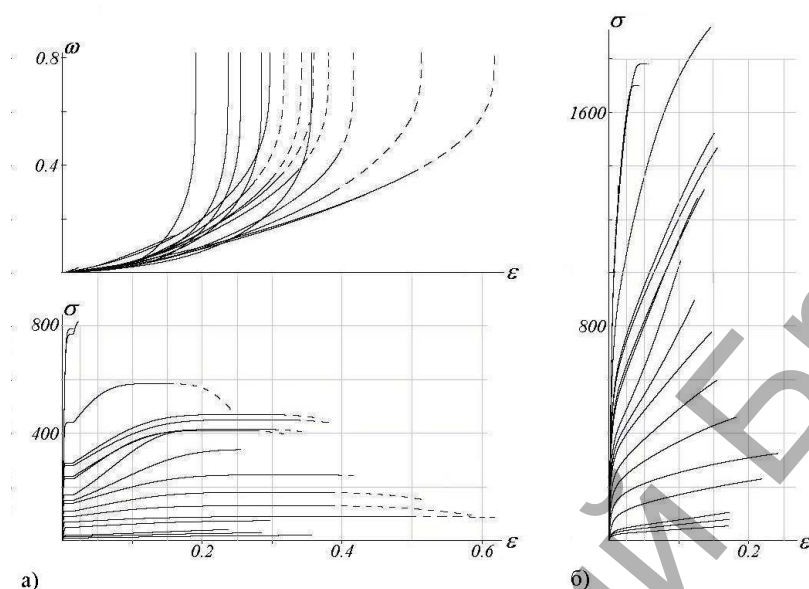


Рис. 1. Расчетные диаграммы растяжения $\sigma(\varepsilon)$ и поврежденности $\omega(\varepsilon)$ стали 20 в режиме $V_{\varepsilon} = \text{const}$ (а) и $V_{\sigma} = \text{const}$ (б) для заданных температур

Для описания поврежденности материала $0 \leq \omega \leq 1$ использовано уравнение [4]

$$\frac{d\omega}{dt} = v(1-\omega) \frac{\sigma}{\sigma_B} \exp\left(\frac{\gamma\sigma}{1-\omega}\right), \quad (2)$$

где v – частотный параметр, который, как и для процесса течения материала, определяется через константу времени и энергию активации разрушения структурных связей, γ – структурный параметр, характеризующий уменьшение энергии активации разрушения связей при наличии внешнего воздействия. Соответствующие числовые характеристики можно получить, используя данные о зависимости длительной прочности от температуры испытаний. В [2] указано, что эти зависимости соответствуют зависимостям, найденным при описании ползучести материала при постоянных напряжениях. Поэтому в данной работе для описания энергии активации процесса разрушения связей использованы построенные функции $U_0(\theta)$ и $\alpha(\theta)$ с той только разницей, что вместо константы T_0 подобран одинаковый для всех температур временной параметр $T_{00} \neq T_0$, что применительно к реальным структурнонеоднородным материалам представляется естественным с физической точки зрения, поскольку период времени разрушения связей на поверхности микроэлемента структуры составляет малую долю времени, необходимого на последующую трансформацию его формы.

Предполагая применить далее уравнения Максвелла к расчету фермы в условиях изменяющейся температуры, воспользуемся известными результатами испытаний стали 20 [5–7]. Ниже в таблице 1 для температуры $-200^{\circ}\text{C} \div 0^{\circ}\text{C}$ протабулированы данные из [5], для $0^{\circ}\text{C} - 900^{\circ}\text{C}$ приняты справочные данные по [6–8]. В таблице обозначено: $T_{и}$ – температура испытаний ($^{\circ}\text{C}$), E , σ_B , σ_T – соответственно модуль упругости, пределы прочности и текучести (МПа), ε_p – деформация на момент разрыва (%).

В целом данные являются иллюстративными, поскольку термообработка материала могла быть неодинаковой. Кроме того, конкретные диаграммы растяжения и разброс механических характеристик в [5–8] не приведены, поэтому для расчетного построения ДР приходится делать некоторые дополнительные предположения. В частности, для всех температур испытаний приняты одинаковыми деформация в конце площадки текучести $\varepsilon_{пт} = 1.5\%$, деформация на уровне предела прочности $\varepsilon_B = 0.2$, скорость деформирования $V_{\varepsilon} = 3 \cdot 10^{-3} \text{ c}^{-1}$ (из интервала стандартных).

Расчетные диаграммы растяжения и поврежденности материала для режима $V_{\varepsilon} = 3 \cdot 10^{-3} \text{ c}^{-1}$ и режима $V_{\sigma} = V_{\varepsilon} \cdot E$ для табличных значений температуры приведены на рис. 1.

Уровни пределов текучести и прочности для режима $V_{\varepsilon} = \text{const}$ совпадают с указанными в таблице. Пунктиром отмечены части построенных ДР, которые выходят за реализующиеся экспериментально значения деформаций. С учетом принятых при построении ДР допущений и возможного разброса экспериментальных данных можно сказать, что описание диаграмм вполне адекватно реальности. Сравнительно с режимами $V_{\varepsilon} = \text{const}$, для режимов $V_{\sigma} = V_{\varepsilon} \cdot E$ характерным является наступление разрушения при деформациях более низкого уровня, но с более высокими значениями напряжений, причем поврежденность материала при всех рассмотренных температурах достигает своего предельного значения $\omega = 1.0$ (разрыв). В обоих случаях из общей картины выпадают только диаграммы для $T = -200^{\circ}\text{C}$ и $T = -196^{\circ}\text{C}$.

В [9] в геометрическилинейной постановке рассмотрена задача о перемещениях фермы из склерономного материала за пределом упругости в условиях пропорционального нагружения. Решение построено с использованием принципа возможных перемещений и понятия дополнительной работы. Ферма показана на рис. 2. Исходные

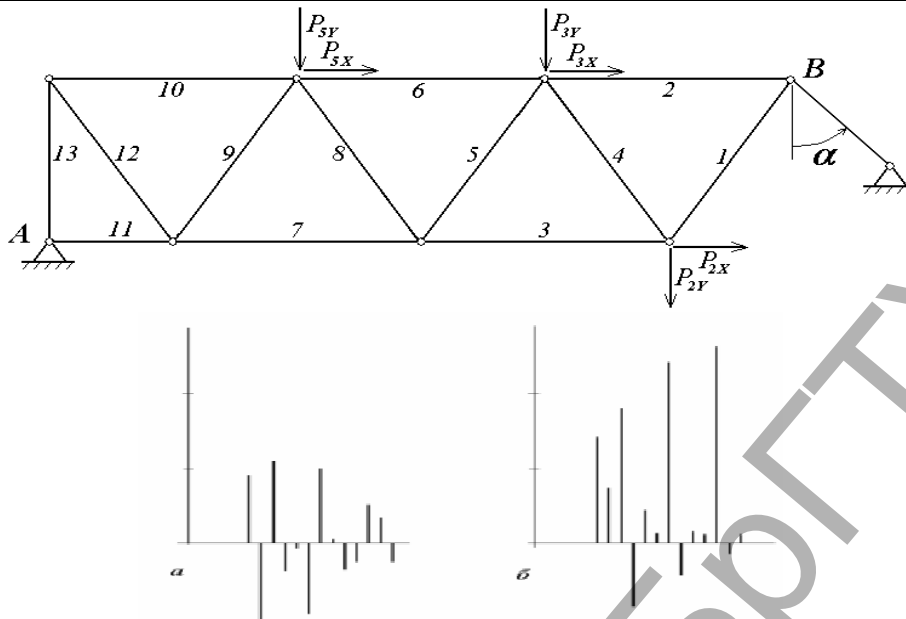


Рис. 2. Схема фермы и спектры усилий в стержнях при $\alpha = 30^\circ$ (а) и $\alpha = 120^\circ$ (б)

величины нагрузок P_{j0} приняты равными: $P_{2x}=10, P_{2y}=20, P_{3x}=15, P_{3y}=15, P_{5x}=20, P_{5y}=10$ (кН), площади поперечных сечений стержней $A_i=4 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$, координаты точек А и В – $x_A=y_A=0, x_B=6, y_B=2$ (м).

Существенное различие спектров усилий в стержнях фермы для различных углов установки подвижной опоры говорит о необходимости оптимизации этого угла применительно к конкретной конфигурации действующей нагрузки.

При склерономном подходе деформации однозначно соответствуют уровню нагрузки. Особенности поведения конструкции с учетом реономных свойств материала рассматриваются ниже применительно к ферме с углом установки стержневой опоры $\alpha = 120^\circ$. Рассмотрено несколько случаев нагружения – постоянная скорость возрастания внешней нагрузки при $T=20^\circ\text{C}$, ползучесть при температуре $T=500^\circ\text{C}$, ползучесть под такой же нагрузкой при линейновозрастающей температуре (имитация условий распространения пожара).

При решении задачи вместо понятия дополнительной работы, используемой при определении перемещений в конструкциях из склерономных материалов, использовано понятие дополнительной мощности деформирования W . Удельная дополнительная мощность определяется как $W = \epsilon \dot{\sigma}$, что при условии $\dot{\sigma} = 0$ для материала в объеме всей фермы дает приращение скорости изменения дополнительной мощности в виде

$$dW = \sum_i L_i A_i \epsilon_i d\sigma_i, \quad d\sigma_i = dS_i / A_i$$

где L_i – длина стержня, A_i – площадь сечения, i – индекс суммирования по стержням.

В условиях пропорционального нагружения и геометрически линейной постановке задачи соотношения между усилиями в стержнях фермы не изменяются, и их можно однозначно выразить через внешние нагрузки по формулам

$$S_i = \sum_j \alpha_{ij} P_j = \sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \psi_T Q = \sum_j \alpha_{ij} P_{j0} \psi_T Q,$$

где α_{ij} – коэффициенты влияния от соответствующих единичных сил, j – последовательные индексы сил, $Q(t) > 0$ – безразмерный параметр нагружения, обозначающий относительный уровень нагрузки сравнительно с некоторой величиной, условно принятой за единицу. Эта величина может, например, соответствовать достижению предела текучести материала в наиболее нагруженном стержне конструкции ($\sigma_i = \sigma_{\max}$) при заданном уровне температуры, что эквивалентно использованию для корректировки нагрузок поправоч-

ного коэффициента $\psi_T = \sigma_T / \sigma_{\max}$. Обозначив через $V_Q = dQ/dt$ скорость изменения Q , усилие в любом стержне можно записать в виде $P_j(t) = P_{j0} \psi_T Q(t)$, где далее принято $Q(t) = Q_0 + V_Q t$, $Q_0 = Q(0)$, $V_Q = \text{const}$.

Тогда для dW имеем

$$dW = \sum_i \frac{L_i}{A_i} \left(\sum_j \alpha_{ij} p_j \right)^2 \cdot \left(\frac{\dot{Q}}{E} + \frac{Q}{\eta_i} \right) P_{\max}^2 dQ, \quad p_j = \frac{P_{0j}}{P_{\max}}$$

где P_{\max} – модуль максимальной из приложенных сил (в нашем случае $P_{\max} = 20$ кН).

Скорость изменения дополнительной мощности представляется как

$$\begin{aligned} \dot{W} &= \sum_i \frac{L_i}{A_i} \left(\sum_j \alpha_{ij} p_j \right)^2 \left(\frac{\dot{Q}}{E} + \frac{Q}{\eta_i} \right) P_{\max}^2 V_Q = \\ &= \sum_i \frac{L_i}{A_i} \left(\sum_j \alpha_{ij} p_j \right)^2 \left(\frac{1}{E} + \frac{t_0 + t}{\eta_i} \right) P_{\max}^2 V_Q^2 = \dot{W}_k^{\text{упр}} + \dot{W}_k^{\text{вязк}}, \end{aligned} \quad (3)$$

где $t_0 = Q(0)/V_Q$.

Скорость перемещения какой-либо k -ой узловой точки фермы определяется через производную dW/dP_k :

$$\begin{aligned} V_k &= \sum_i \frac{L_i}{A_i} \alpha_{ik} \sum_j \alpha_{ij} p_j \left(\frac{\dot{Q}}{E} + \frac{Q}{\eta_i} \right) P_{\max} = \\ &= \sum_i \frac{L_i}{A_i} \alpha_{ik} \sum_j \alpha_{ij} p_j \left(\frac{1}{E} + \frac{t_0 + t}{\eta_i} \right) P_{\max} V_Q = V_k^{\text{упр}} + V_k^{\text{вязк}}. \end{aligned} \quad (4)$$

Далее путем численного интегрирования находим величину смещения точки в направлении приложенной силы P_k . Поскольку в уравнениях Максвелла с нелинейной вязкостью скорость деформации и напряжение не связаны однозначной зависимостью (в отличие, например, от степенного закона ползучести), при использовании уравнений (1) необходимо проводить их интегрирование для каждого стержня, чтобы определить в нем текущие значения деформации и вязкости материала.

На рис. 3а для режима нагружения $V_\sigma = V_\epsilon E = \text{const} = 660$ МПа/сек при температуре 20°C приведены зависимости $\sigma(\epsilon)$ для стержней фермы и величина $\omega(\epsilon)$ в стержне 11. Работоспособность конструкции нарушается в связи с достижением предельной

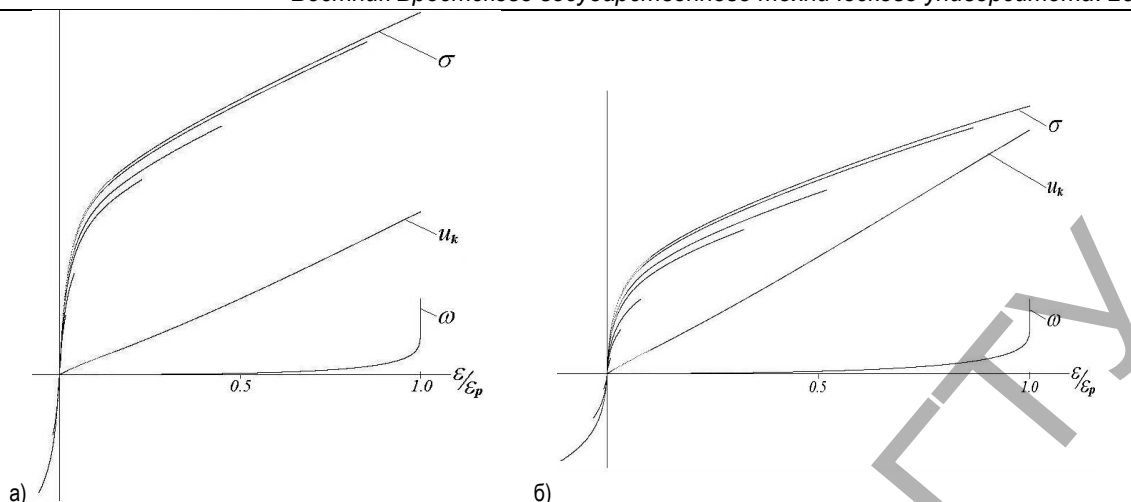


Рис. 3. Напряжения в стержнях, перемещение точки K и поврежденность в стержне 11 в зависимости от деформации этого стержня: а) $V_{\sigma} = 660$ МПа/сек, б) $V_{\sigma} = 6.60$ МПа/сек

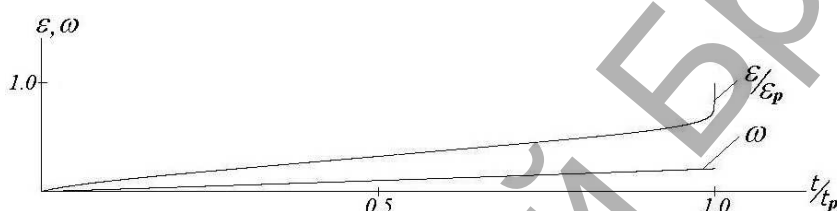


Рис. 4. Рост деформации и поврежденности при ползучести в изотермическом режиме $T=500^{\circ}\text{C}$

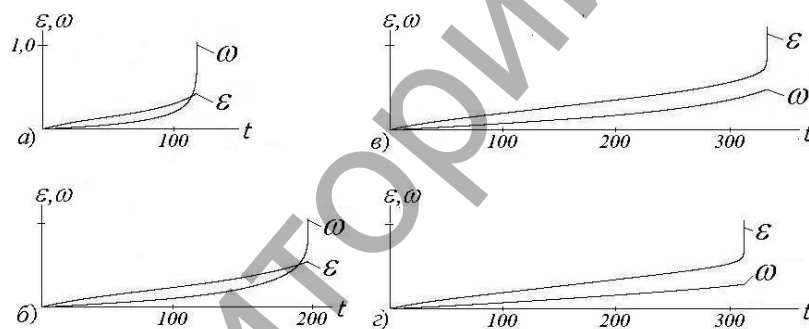


Рис. 5. Рост деформации и поврежденности при ползучести в неизотермических режимах

поврежденности $\omega=1.0$ в поперечном сечении стержня. Расчетный уровень нагрузки разрушения составил $Q \approx 4.28$ при напряжении в материале стержня $\sigma \approx 1200$ МПа, деформации $\epsilon_p \approx 0.10$ и вертикальном перемещении точки K $u_k \approx 1.9$ м (3.3 см при $Q=0.89$), время до разрушения $t_p \approx 1.8$ сек. С уменьшением скорости нагружения разрушающая нагрузка падает, а деформативность и долговечность конструкции возрастают. Например, для $V_{\sigma} = 66.0$ МПа/сек получаем $Q \approx 3.23$, $\sigma \approx 900$ МПа, $\epsilon_p \approx 0.14$, $t_p \approx 14$ сек, для $V_{\sigma} = 6.60$ МПа/сек – $Q \approx 2.27$, $\sigma \approx 640$ МПа, $\epsilon_p \approx 0.26$, $t_p \approx 96$ сек (рис. 3б).

На рис. 4–5 приведены кривые роста деформации и поврежденности наиболее нагруженного стержня 11 при ползучести под действием постоянной нагрузки, вызвавшей в нем напряжение $\sigma \approx 0.89 \sigma_T$, в изотермическом режиме $T=500^{\circ}\text{C}$ и при росте температуры с постоянной скоростью $V_T > 0$. Скорости V_T выбраны такими, что время нарастания температуры стержней от исходного уровня $T=20^{\circ}\text{C}$ до $T=1020^{\circ}\text{C}$ составит 5, 10, 20, 30 минут (режимы “а-г” соответственно). Можно отметить, что на момент потери работоспособности системы при этих V_T температуры достигли значений 875, 795, 648, 515 градусов. Работоспособность конструкции нарушается за весьма незначительный промежуток времени, который,

как и уровень достигнутых деформаций, уменьшается с ростом скорости нагрева. В противоположном направлении скорость нагрева влияет на поврежденность материала, так что при некоторой V_T возникает переход от случая нарушения работоспособности системы из-за появления в ней недопустимых деформаций к случаю прямого нарушения ее целостности. В этом смысле поведение конструкции при изменении V_{σ} и V_T однообразно – рост скоростей V_{σ} и V_T способствует “охлаждению” материала.

Как и в [9], проведенные расчеты носят качественный характер, поскольку соответствуют геометрическилинейной постановке задачи (расчет по недеформированной схеме).

Из (3)–(4) видно, что отношения полной и упругой составляющих скоростей движения точки K и соответствующих мощностей можно представить в простой форме

$$v_k = \frac{V_k}{V_k^{упр}} = 1 + \frac{V_k^{вязк}}{V_k^{упр}} = 1 + \frac{E(t_0 + t)}{\eta_{V_k}},$$

$$q_w = \frac{\dot{W}}{\dot{W}^{упр}} = 1 + \frac{\dot{W}^{вязк}}{\dot{W}^{упр}} = 1 + \frac{E(t_0 + t)}{\eta_w}, \quad (5)$$

где

$$\rho_v = \frac{1}{\eta_{vk}} = \frac{\sum_i \frac{L_i}{A_i} \alpha_{ik} \sum_j \alpha_{ij} p_j \frac{1}{\eta_i}}{\sum_i \frac{L_i}{A_i} \alpha_{ik} \sum_j \alpha_{ij} p_j},$$

$$\rho_w = \frac{1}{\eta_w} = \frac{\sum_i \frac{L_i}{A_i} \left(\sum_j \alpha_{ij} p_j \right)^2 \frac{1}{\eta_i}}{\sum_i \frac{L_i}{A_i} \left(\sum_j \alpha_{ij} p_j \right)^2} \quad (6)$$

– величина средней текучести конструкции по скорости, приведенная к точке K , в данный момент времени и величина средней текучести по мощности. Из сравнения выражений, входящих в (5) и (6), следует, что величины V_k и Q_w не пропорциональны друг другу.

Если дополнительную мощность W предварительно привести к безразмерному виду путем деления ее на некоторое значение, соответствующее, например, значению $Q=1$, то производная $q=dW/dQ$ также станет безразмерной, а величины Q и q будут представлять собой обобщенную силу и обобщенное перемещение, удобно характеризующие поведение фермы под заданной нагрузкой.

Заключение. Совместное использование реологических уравнений течения и развития поврежденности позволяет описывать поведение реальных материалов в сложных условиях комплексного

воздействия силовых и тепловых нагрузок, оценивать возможный характер потери работоспособности конструкций.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Гуревич, Г.И. Деформируемость сред и распространение сейсмических волн. – М.: Наука, 1974 – 483 с.
2. Регель, В.Р. Кинетическая природа прочности твердых тел / В.Р. Регель, А.И. Слуджер, Э.Е. Томашевский. – М.: Наука, 1974. – 560 с.
3. Холодарь, Б.Г. Описание поведения реономного упруго-пластического материала при скоростном и ударном нагружении. – Глава 24 в книге “Перспективные технологии” / Под редакцией В.В. Клубовича – Витебск: Изд-во УО “ВГТУ”, 2011. – 599 с.
4. Холодарь, Б.Г. Долговечность материала при сложном напряженном состоянии и переменных нагрузках // Теоретическая и прикладная механика. Международный научно-технический журнал. – Выпуск 28. – Минск: БНТУ, 2013. – С. 167–172.
5. Прочность материалов и элементов конструкций в экстремальных условиях / Под ред. Г.С. Писаренко. – К.: Наукова думка. – 1980 – Т. 2. – 771 с.
6. Стали и сплавы. Марочник: справ. изд. / Под ред. В.Г. Сорокина, М.А. Гервасьева. – М.: Интермет Инжиниринг, 2001. – 608 с.
7. Режим доступа: http://metallcheckiy-portal.ru/marki_metallov/stk/20
8. Режим доступа: <http://www.1bm.ru/techdocs/alloys/materials/2/info/23/>
9. Холодарь, Б.Г. Определение напряженно-деформированного состояния фермы с использованием диаграммы Максвелла-Кремоны (в настоящем сборнике).

Материал поступил в редакцию 24.09.15

KHOLODAR B.G. The stress-strain state of a truss made of a rheonomic elastic-plastic material

The mechanical properties of the material are described by Maxwell's equation with the nonlinear viscosity as a function of stress, deformation and temperature. The parameters of this dependence are determined from the experimental data obtained for steel 20 under the temperatures in the range from -200°C to 1200°C. To assess material's durability the damage evolution equation is used. The truss is subjected to external and heat loads. Structure's operability due to stress and damage is estimated. The problem is solved for a statically determined geometrically linear truss.

УДК 624.073 (043)

Молош В.В., Желткович А.Е.

СОПРОТИВЛЕНИЕ СРЕЗУ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЗА СЧЕТ ЗАЦЕПЛЕНИЯ КОНТАКТИРУЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ТРЕЩИНЕ

Введение. К настоящему времени сформировались достаточно широкие представления о механизме разрушения железобетонного элемента при срезе. Выделяют четыре составляющие, которые совместно формируют полное сопротивление срезу в железобетонном элементе [6]:

- составляющая, вызванная касательными напряжениями в зоне бетона без трещин;
- составляющая, вызванная касательными напряжениями, возникающими в трещине за счет зацепления ее контактирующих поверхностей, что препятствует тангенциальным перемещениям вдоль трещины;
- составляющая, возникающая в результате действия растягивающих напряжений в арматуре, ограничивающих раскрытие трещины в нормальном к ее поверхности направлении;
- составляющая, возникающая за счет нагельного сопротивления продольной арматуры.

В ряде случаев [8] отмечают, что составляющая поперечной силы V_{ci} вызванная зацеплением контактирующих поверхностей бе-

тона в наклонной трещине, может составлять от 22 до 59% от полной поперечной силы V_u , воспринимаемой бетоном в зоне среза.

В настоящее время при расчетах сопротивления срезу железобетонных элементов широко применяется деформационный подход на основе модифицированной теории полей сжатия (англ. *Modified Compression Field Theory, MCFT*), разработанной Vecchio F.J. и Collins M.P. в 1986–1990 годах [4].

Критерием разрушения при срезе в *MCFT* являются касательные напряжения V_{ci} , вызванные зацеплением контактирующих поверхностей в трещине среза за счет их шероховатости и неровности. В модифицированной теории полей сжатия касательные напряжения V_{ci} предложено определять по формуле:

$$V_{ci} = \frac{0,18 \sqrt{f_{cm}}}{0,3 + \frac{24w}{D_{max} + 16}}, \quad (1)$$

где f_{cm} – средняя прочность бетона при осевом сжатии, Н/мм²;
 w – ширина раскрытия трещины среза;

Молош Виктор Викторович, к.т.н., ст. преподаватель кафедры строительной механики Брестского государственного технического университета.

Желткович Андрей Евгеньевич, к.т.н., доцент кафедры сопротивления материалов и теоретической механики Брестского государственного технического университета.

Беларусь, БрГТУ, 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.