

УДК 539.374+376

ОБОБЩЕННЫЕ СИЛЫ ПРИ ОПИСАНИИ ПРОЦЕССОВ ПОЛЗУЧЕСТИ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

О. В. Соснин, И. В. Любашевская, И. В. Новоселя

Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, 630090 Новосибирск
E-mail: lbi@ngs.ru

Получены оценки интенсивности процесса ползучести и длительности до разрушения при изгибе и кручении стержневых элементов различного профиля. Проведено сравнение этих оценок с использованием эквивалентных внешних обобщенных сил.

Ключевые слова: ползучесть, длительность до разрушения, характеристики ползучести, обобщенные силы.

Введение. В работах [1–3] изложены гипотезы, используемые при построении энергетического варианта теории ползучести и длительной прочности: интенсивность процесса оценивается мощностью рассеиваемой энергии при необратимой деформации ползучести $W = \sigma_{ij}\eta_{ij}$ (σ_{ij} — компоненты тензора напряжений; $\eta_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^c$ — компоненты тензора скоростей деформаций ползучести), а мерой поврежденности материала является величина рассеянной энергии при необратимой деформации ползучести $A(t) = \int_0^t \sigma_{ij}\eta_{ij} dt$. Показано, что в случае ползучести при фиксированной температуре длительность процесса до разрушения t^* структурно-устойчивого материала обратно пропорциональна мощности рассеяния W на начальной (установившейся) стадии ползучести:

$$Wt^* = \text{const.} \quad (1)$$

В общем случае процесс ползучести существенно зависит от его длительности. Как правило, энергетический вариант удовлетворительно описывает непродолжительные процессы, сопровождающиеся вязким разрушением (обычно длительность процесса составляет десятки или сотни часов).

Справедливость утверждения (1) проверена экспериментально на примере нескольких конструкционных сплавов при одноосном и плоском напряженных состояниях. При пространственном нагружении мощность рассеяния определялась по зависимости

$$W_0 = \sigma_e \eta_e,$$

где σ_e , η_e — эквивалентные напряжение и скорость деформаций ползучести. При использовании критерия Мизеса и ассоциированного закона течения для изотропных материалов в качестве эквивалентных напряжения и скорости деформаций можно принять интенсивность соответствующих тензоров

$$\sigma_i = ((3/2)\bar{\sigma}_{ij}\bar{\sigma}_{ij})^{1/2}, \quad \eta_i = ((2/3)\bar{\eta}_{ij}\bar{\eta}_{ij})^{1/2}.$$

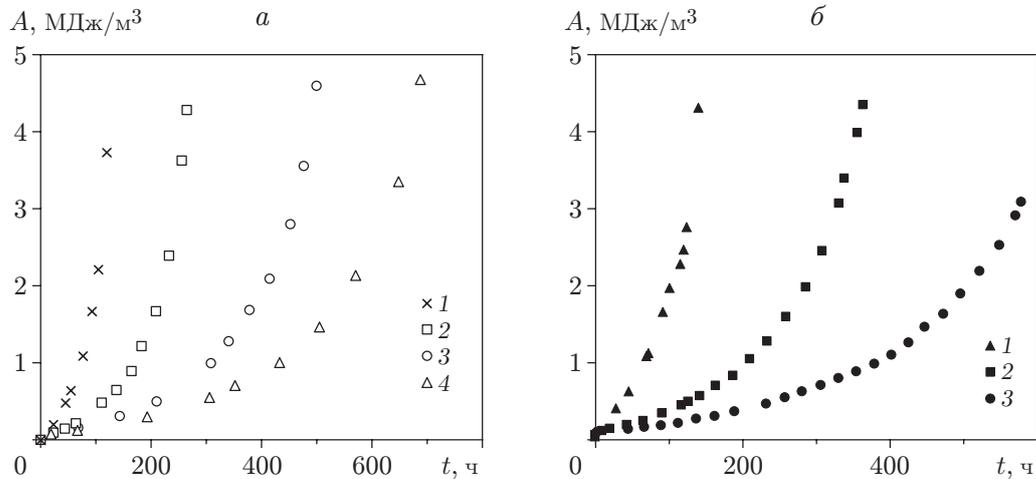


Рис. 1. Диаграммы ползучести при кручении для сплава Д16Т при $T = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ и постоянном крутящем моменте:
 а — тонкостенные образцы (1 — $M = 51,24\text{ Н}\cdot\text{м}$; 2 — $M = 44,92\text{ Н}\cdot\text{м}$; 3 — $M = 41,14\text{ Н}\cdot\text{м}$; 4 — $M = 38,36\text{ Н}\cdot\text{м}$); б — сплошные образцы (1 — $M = 92,57\text{ Н}\cdot\text{м}$; 2 — $M = 77,16\text{ Н}\cdot\text{м}$; 3 — $M = 69,34\text{ Н}\cdot\text{м}$)

Здесь $\bar{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_0$ — компоненты девiatorа тензора напряжений; $\sigma_0 = \delta_{ij}\sigma_{ij}/3$; $\bar{\eta}_{ij} = \eta_{ij}$ — компоненты тензора скоростей деформаций (при условии несжимаемости материала). В рамках энергетических подходов величины σ_e и η_e можно считать соответственно обобщенными напряжениями и обобщенными скоростями деформаций ползучести, а их произведение — мощностью рассеяния энергии в единице объема тела. Если под действием внешних нагрузок в теле возникает однородное напряженно-деформированное состояние, то мощность рассеяния энергии W и величина накопленных повреждений $A(t)$ в каждом элементарном объеме тела равны средним по объему тела значениям. Следовательно, если не учитывать потери энергии немеханической природы, то соответствующие значения мощностей внутренних ($W = \sigma_e\eta_e$) и внешних ($W = Q\dot{q}$) обобщенных сил будут равны.

На практике внешние нагрузки можно заменить некоторыми обобщенными силами Q и внешними перемещениями q или их скоростями \dot{q} , величины которых целесообразно использовать для оценки времени разрушения различных элементов конструкций.

На рис. 1 приведены диаграммы ползучести, полученные в экспериментах на кручение тонкостенных и сплошных цилиндрических образцов из алюминиевого сплава Д16Т при температуре $T = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ и постоянном крутящем моменте M . Внешний диаметр образцов $D = 20\text{ мм}$, толщина стенки трубчатого образца 1 мм .

В ходе эксперимента на заданной рабочей длине l по углу закручивания $\varphi(t)$ вычислялось значение рассеянной энергии в единице объема тела $A = M\varphi(t)/V$ ($V = Sl$ — рабочий объем; S — площадь поперечного сечения образца). По начальным участкам диаграмм $A(t)$ вычислялась удельная мощность рассеяния W . Произведение этой величины и длительности экспериментов до разрушения t^* имело одно и то же среднее значение $Wt^* \approx 1\text{ МДж/м}^3$ как для тонкостенных, так и для сплошных образцов [4].

На рис. 2,а представлены результаты экспериментов, полученные на трубчатых образцах (внешний диаметр $D = 20\text{ мм}$, внутренний диаметр $d = 18\text{ мм}$) из материала Д16Т при температуре $T = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$ и различных комбинациях растяжения (сжатия) с кручением, которые указаны на рис. 2,б и обеспечивают одну и ту же удельную мощность рассеяния $W \approx 2,7 \cdot 10^{-3}\text{ МДж/(м}^3 \cdot \text{ч)}$ [2] (σ , τ — осевое и касательное напряжения). Величина

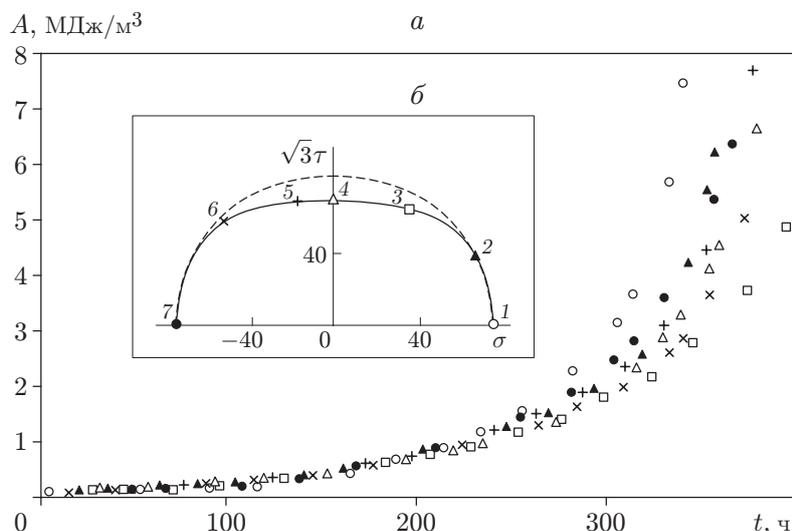


Рис. 2. Диаграммы ползучести тонкостенных образцов (а) при различных комбинациях растяжения (сжатия) с кручением (б) для сплава Д16Т при $T = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$: 1 — $\sigma = 78,48\text{ МПа}$, $t^* = 340\text{ ч}$; 2 — $\sigma = 69,65\text{ МПа}$, $\tau = 20,6\text{ МПа}$, $t^* = 360\text{ ч}$; 3 — $\sigma = 36,3\text{ МПа}$, $\tau = 36,3\text{ МПа}$, $t^* = 410\text{ ч}$; 4 — $\tau = 37,96\text{ МПа}$, $t^* = 380\text{ ч}$; 5 — $\sigma = -16,68\text{ МПа}$, $\tau = 37,77\text{ МПа}$, $t^* = 375\text{ ч}$; 6 — $\sigma = -54,94\text{ МПа}$, $\tau = 31,88\text{ МПа}$, $t^* = 375\text{ ч}$; 7 — $\sigma = -78,48\text{ МПа}$, $t^* = 365\text{ ч}$

удельной рассеянной энергии тела вычислялась по формуле

$$A(t) = \frac{1}{V} (P \Delta l(t) + M\varphi(t)),$$

где P — осевая нагрузка; $\Delta l(t)$ — удлинение образца. В экспериментах, результаты которых приведены на рис. 1, 2, произведение $Wt^* \approx 1\text{ МДж/м}^3$. Следует отметить, что интенсивность процесса ползучести на сдвиг для материала Д16Т существенно превышает интенсивность процесса ползучести при растяжении, если в качестве меры эквивалентности принять величину σ_i (на рис. 2, б штриховая линия соответствует $\sigma_i = \text{const}$). Тем не менее соотношение (1) экспериментально подтверждается как при однородном, так и при неоднородном напряженно-деформированном состоянии неізотропной среды.

Приведенные выше результаты трех серий экспериментов подтверждают непротиворечивость сделанного предположения о возможности сопоставления интенсивности процесса высокотемпературной ползучести и длительности до разрушения однотипных элементов конструкций по средним по объему тела значениям мощности рассеиваемой энергии W . Однако возникает вопрос о возможности сопоставления деформационно-прочностного поведения элементов конструкций, подвергнутых различного рода внешним воздействиям. Ниже приведены результаты трех серий экспериментов по высокотемпературному деформированию стержневых элементов конструкций из изотропного материала сталь Ст. 45 при температуре $T = 725\text{ }^{\circ}\text{C}$: растяжение-сжатие цилиндрических стержней; изгиб балок с различными профилями; кручение сплошных и тонкостенных стержней. Исходные кривые ползучести для образцов из стали Ст. 45 приведены в работе [5].

Сравнительные оценки деформирования стержневых элементов при растяжении и изгибе. На рис. 3 представлены результаты экспериментов на ползучесть образцов при растяжении и сжатии на установившейся стадии процесса. В случае растяжения (при условии несжимаемости материала $V = S_0 l_0 = Sl$) имеем

$$dA = \frac{1}{V} P dl = \frac{P}{S} \frac{dl}{l} = Q_1 dq_1,$$

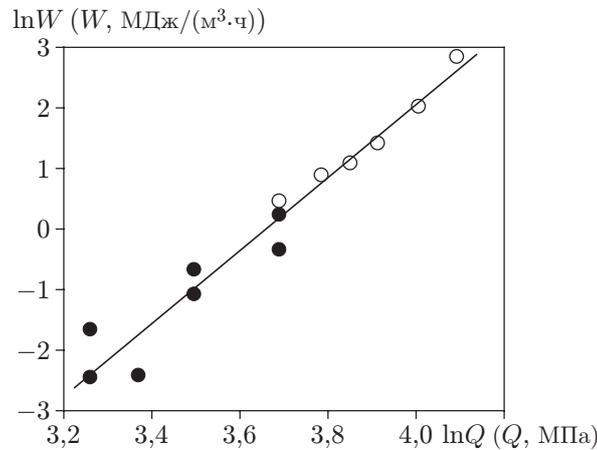


Рис. 3. Зависимость интенсивности процесса ползучести от обобщенной силы при растяжении (светлые точки) и сжатии (темные точки) для стали марки Ст. 45 при $T = 725$ °С: сплошная линия — аппроксимация зависимости $W = B\sigma^n$ при $n = 6$, $B = 3 \cdot 10^{-10}$ МПа $^{1-n} \cdot \text{ч}^{-1}$

где $Q_1 = P/S = \sigma$ — обобщенная сила; $dq_1 = d(\ln(l/l_0))$ — обобщенное перемещение. Аппроксимируя процесс ползучести на установившейся стадии зависимостью

$$W = BQ^n, \quad (2)$$

получим $n = 6$, $B_1 = 3 \cdot 10^{-10}$ МПа $^{1-n}/\text{ч}$.

На рис. 4, а представлены результаты экспериментов по изгибу балок в условиях ползучести на установившейся стадии. При изгибе под действием постоянного изгибающего момента имеем

$$dA = \frac{1}{V} M d\varphi = \frac{M}{S} \frac{d\varphi}{l_0} = Q dq,$$

где $Q = M/S$ — обобщенная сила при изгибе балок четырех профилей, Н · м/м 2 ; $dq = d\varphi/l_0 = d\kappa$ — обобщенное перемещение. В экспериментах кривизна κ определялась по прогибу балки $\Delta(t)$ в средней точке на базе $l_0 = 100$ мм по формуле $\kappa = 8\Delta/l_0^2$. Используя ту же аппроксимацию (2) на стадии установившейся ползучести, что и в экспериментах на растяжение-сжатие, получим $n = 6$ и значения B , приведенные в таблице для изгибаемых стержневых элементов четырех видов (см. рис. 4): 1) балка высотой $h = 10$ мм, шириной $b = 20$ мм (точки 2 на рис. 4); 2) балка высотой $h = 20$ мм, шириной $b = 10$ мм (точки 3 на рис. 4); 3) тавровая балка со сжимаемой полкой (точки 4 на рис. 4); 4) тавровая балка с растягиваемой полкой (точки 5 на рис. 4). Высота тавровых балок $h = 20$ мм, высота полки $h_1 = 4 \div 6$ мм, ширина полки $b_1 = 20$ мм, ширина выступа тавра $b_2 = 6$ мм.

В случае растяжения и изгиба стержневых элементов различного профиля в соответствии с зависимостью (2) для данного материала получены одинаковые значения показателя степени n , но разные значения коэффициента B и обобщенной силы Q . Сравнить процессы по величинам внешних обобщенных сил Q (даже для одномерных случаев нагружения) нельзя: при растяжении и изгибе обобщенные силы имеют разные размерности и оказывают различное воздействие на тело. Эти обобщенные силы можно привести к некоторой эквивалентной обобщенной силе Q_e , используя два подхода: 1) нормирование на величину Q_0 , обеспечивающую одну и ту же величину удельной мощности рассеяния для каждого элемента, т. е. сведение всех обобщенных сил Q , соответствующих различным

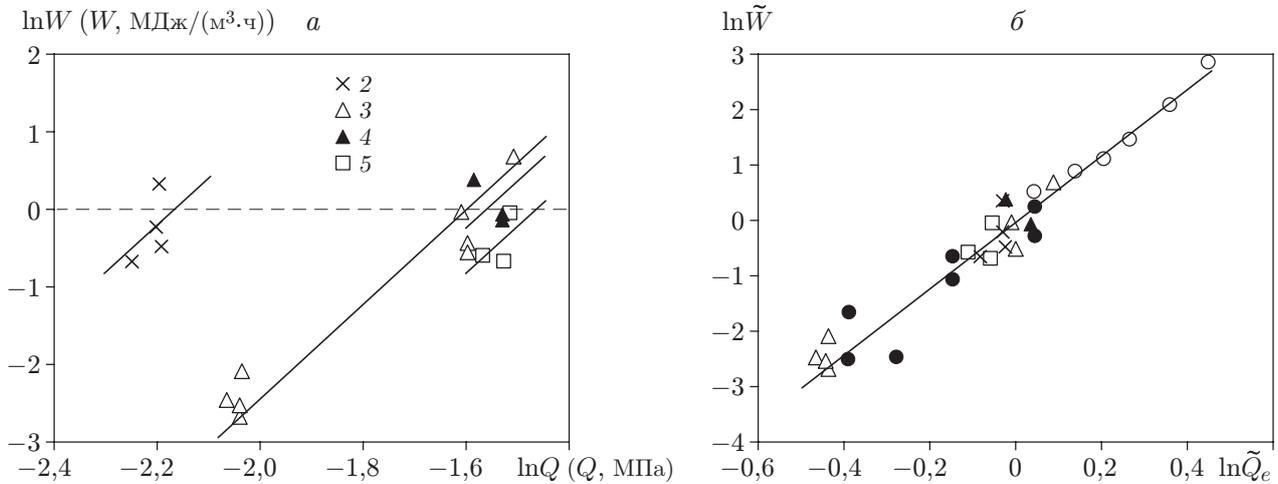


Рис. 4. Зависимости интенсивности процесса ползучести от обобщенной силы $\ln W \sim \ln Q$ (а) и $\ln \tilde{W} \sim \ln \tilde{Q}_e$ (б) при изгибе балок из стали марки Ст. 45 ($T = 725^\circ\text{C}$):

сплошные линии — аппроксимация зависимости $W = B\sigma^n$ при $n = 6$ и среднем значении B ; штриховая линия — базовое значение $W_0 = 1 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{ч})$; 2 — балка ($h = 10 \text{ мм}, b = 20 \text{ мм}$); 3 — балка ($h = 20 \text{ мм}, b = 10 \text{ мм}$); 4 — тавровая балка со сжимаемой полкой; 5 — тавровая балка с растягиваемой полкой

Характеристики процесса ползучести стержневых элементов из стали марки Ст. 45 при $T = 725^\circ\text{C}$ и коэффициенты эквивалентности $\lambda, \lambda^{kin}, \lambda^{st}$

k	Вид нагружения	$B,$ $\text{МПа}^{1-n} \cdot \text{м}^{-n} \cdot \text{ч}^{-1}$	$Q_0,$ $\text{МПа} \cdot \text{м}$	$\lambda,$ м^{-1}	$\lambda^{kin},$ м^{-1}	$\lambda^{st},$ м^{-1}
2	Изгиб	$4,46 \cdot 10^5$	0,082	335,0	123,8	406,0
3		$1,48 \cdot 10^4$	0,145	190,0	61,1	200,2
4		$1,19 \cdot 10^4$	0,150	183,0	57,9	192,5
5		$6,65 \cdot 10^3$	0,165	166,0	57,8	188,7
6	Кручение	$9,18 \cdot 10^4$	0,107	259,5	221,9	259,8
7		$7,88 \cdot 10^3$	0,161	172,4	157,7	173,2

Примечание. Значение $k = 1$ соответствует экспериментам на растяжение-сжатие цилиндрических образцов.

видам экспериментов, к безразмерной обобщенной силе $\tilde{Q}_e = Q/Q_0$; 2) введение коэффициентов эквивалентности λ , сводящих обобщенные силы для различных видов нагружения к одной эквивалентной величине Q_e , характеризующей поведение какого-либо стержневого элемента, принятого в качестве эталонного.

Первый подход основан на предположении о возможности сопоставления процессов ползучести произвольных стержневых элементов по величинам их удельных мощностей рассеяния. В рассматриваемом диапазоне значений мощности выберем какое-либо значение W_0 в качестве базового, например $W_0 = 1 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{ч})$ ($\ln W = \ln W_0$ — штриховая линия на рис. 4,а). Для любого стержневого элемента имеет место соотношение (2) (для базового процесса с мощностью W_0 значения Q_0 приведены в таблице для всех рассматриваемых видов балок). Нормируя величины W и Q на соответствующие величины для

базового процесса, получим безразмерное (нормированное) соотношение, одно и то же для всех видов стержневых элементов:

$$\tilde{W} = \tilde{Q}_e^n, \quad \tilde{W} = W/W_0, \quad \tilde{Q}_e = Q/Q_0. \quad (3)$$

В безразмерных величинах данные, приведенные на рис. 3 и рис. 4,а, представлены на рис. 4,б, где одним и тем же безразмерным значениям \tilde{Q}_e соответствует одно и то же значение \tilde{W} .

Из соотношения (1) следует

$$\tilde{Q}_e^n t^* = t_0^*. \quad (4)$$

Таким образом, введение вместо характеристики B новой характеристики Q_0 , учитывающей свойства материала и особенности геометрии стержневого элемента, позволяет сравнивать интенсивности процессов, а при использовании (4) — сопоставлять также длительности процессов до разрушения.

В соответствии со вторым подходом имеем

$$W = B_k Q_k^n = B Q_e^n, \quad (5)$$

где $Q_e = \lambda_1 Q_1 = \lambda_k Q_k$ ($k = 2, 3, 4, 5$). Если в качестве эталона принять эксперимент на растяжение, то получим $W = B_1 Q_1^n = B(\lambda_1 Q_1)^n = (B\lambda_1^n) Q_1^n$. В этом случае можно положить $\lambda_1 = 1$, $B = B_1$. В результате имеем

$$W = B_1 Q_1^n = B_1 Q_e^n = B_1 (\lambda_k Q_k)^n \Rightarrow \lambda_k = Q_1/Q_k = Q_{01}/Q_{0k}; \quad (6)$$

$$W_0 = B_1 Q_{01}^n = B_k Q_{0k}^n \Rightarrow Q_{01}/Q_{0k} = \lambda_k = (B_k/B_1)^{1/n}. \quad (7)$$

Полученные с использованием зависимости (7) значения коэффициента эквивалентности λ приведены в таблице.

Коэффициенты λ должны учитывать особенности воздействия на тело внешней обобщенной силы Q , геометрию стержневого элемента и характер распределения внутренних напряжений. Целесообразно получить приближенные значения этих коэффициентов, используя только данные экспериментов по ползучести стержневого элемента на растяжение, которым соответствуют характеристики B_1 и n . Данные подходы, известные в технической литературе, основаны на рассмотрении статически допустимых полей напряжений и кинематически возможных полей скоростей деформаций.

Рассмотрим статически допустимое поле напряжений в изгибаемой балке в виде “предельного” состояния, когда напряжения в растянутой и сжатой областях равны и не зависят от расстояния до нейтральной плоскости: $|\sigma^+| = |\sigma^-| = \text{const}$. Тогда

$$M = \int_S \sigma y dS = |\sigma| \int_S |y| dS.$$

Введя обозначение $J_{st} = \int_S |y| dS$, получим $Q_e = |\sigma| = M/J_{st}$. Тогда из (6) следует

$$W = B_1 Q_e^n = B_1 (\lambda^{st} Q)^n,$$

где $Q = M/S$; $Q_e = M/J_{st} = SM/(J_{st}S)$. Следовательно, $\lambda^{st} = S/J_{st}$.

Рассмотрим кинематически возможное поле скоростей деформаций. Пусть скорости деформаций η заданы в виде линейных функций координаты по высоте балки $\eta = \dot{\epsilon}y$. Из равенств $W = \sigma\eta = B_1\sigma^n$ следует, что $\eta = B_1\sigma^{n-1}$, $\sigma = (\eta/B_1)^{1/(n-1)}$. Используя эти

соотношения, выражение $M = \int_S |\sigma||y| dS$ на установившейся стадии ($\dot{\varepsilon} = \text{const}$) можно записать в виде

$$M = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{B_1}\right)^{1/(n-1)} \int_S |y|^{n/(n-1)} dS,$$

откуда следует $\dot{\varepsilon} = M^{n-1} B_1 / J_{kin}^{n-1}$, где $J_{kin} = \int_S |y|^{n/(n-1)} dS$. Умножив $\dot{\varepsilon}$ на $Q = M/S$, получим

$$W = Q\dot{q} = B_1 \left[\left(\frac{S}{J_{kin}}\right)^{(n-1)/n} \frac{M}{S} \right]^n = B_1 (\lambda^{kin} Q)^n,$$

где $\lambda^{kin} = (S/J_{kin})^{(n-1)/n}$.

В соответствии с [6] при фиксированной внешней нагрузке мощность рассеяния W_{st} при статически допустимых полях напряжений должна быть больше истинных значений W , а при кинематически возможных полях скоростей деформаций W_{kin} — меньше истинных. В таблице приведены средние значения верхней и нижней оценок коэффициентов эквивалентности для рассмотренных выше профилей балок ($\lambda^{kin} \leq \lambda \leq \lambda^{st}$). Таким образом, получен интервал, в котором находится истинное значение величины λ , что может быть использовано на практике.

Значение J_{kin} зависит от показателя ползучести n и при его увеличении стремится к значению J_{st} , которое не зависит от n , т. е. с ростом n разность между λ^{st} и λ^{kin} будет уменьшаться.

В технической литературе при расчетах на изгиб балок в случае ползучести обычно используется гипотеза плоских сечений, в соответствии с которой скорость деформаций распределяется по высоте балки по линейному закону $\eta = \dot{\varepsilon}y$, и существенно реже используется гипотеза о “пределном” напряженном состоянии: $|\sigma^+| = |\sigma^-| = \text{const}$. Однако результаты численных расчетов и их сравнения с экспериментальными данными (см. таблицу) при высокотемпературных процессах ползучести свидетельствуют о том, что более предпочтительной является гипотеза о “пределном” напряженном состоянии. Следовательно, использование удельной мощности рассеивания позволяет удовлетворительно описывать и сопоставлять интенсивности процессов высокотемпературной ползучести элементов конструкций.

Сравнительные оценки деформирования стержневых элементов при растяжении и кручении. Аналогично тому как это сделано выше, проводится сравнение интенсивностей процессов деформирования стержней при растяжении и кручении. При кручении стержня имеем

$$dA = \frac{1}{V} M d\varphi = \frac{M_t}{S} \frac{d\varphi}{l} = Q dq,$$

где $Q = M/S$ — обобщенная сила при кручении, Н · м/м²; $dq = d\varphi/l$ — обобщенное перемещение. В случае однородного напряженно-деформированного состояния, имеющего место при кручении тонкостенной трубки с внешним и внутренним радиусами соответственно R и $r = \beta R$, связь между обобщенной силой Q и касательным напряжением τ устанавливается через внешний момент:

$$Q = \frac{M_t}{S} = \frac{1}{S} \int_0^{2\pi} \int_{\beta R}^R \tau \rho^2 d\rho d\varphi = \tau \frac{2R(1 + \beta + \beta^2)}{3(1 + \beta^2)}.$$

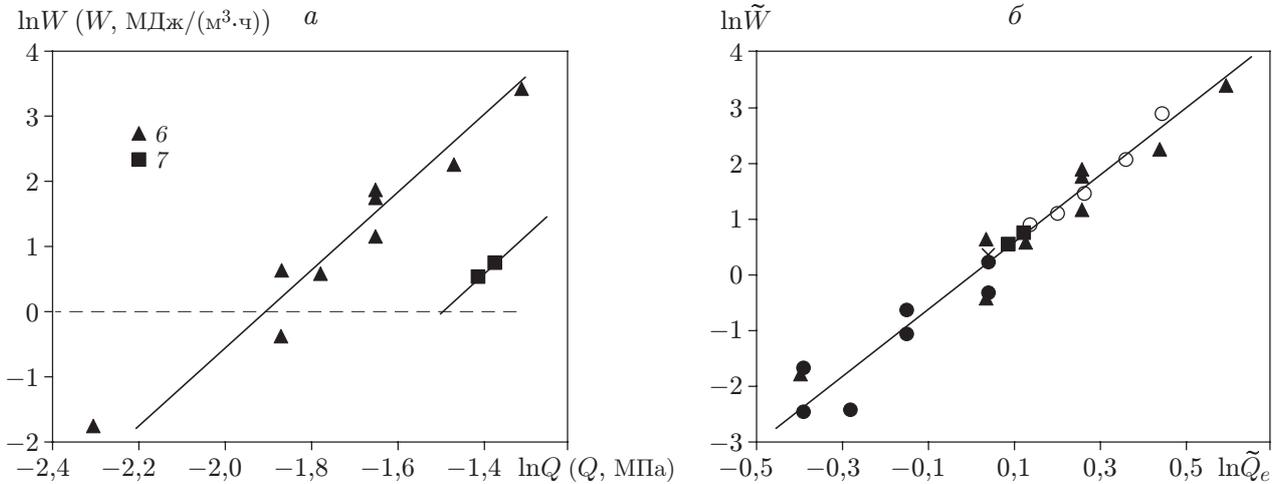


Рис. 5. Зависимости интенсивности процесса ползучести от обобщенной силы $\ln W \sim \ln Q$ (а) и $\ln \tilde{W} \sim \ln \tilde{Q}_e$ (б) при кручении сплошных валов (6) и тонкостенных цилиндров (7) из стали марки Ст. 45 ($T = 725^\circ\text{C}$): сплошные линии — аппроксимация зависимости $W = B\sigma^n$ при $n = 6$ и среднем значении B ; штриховая линия — базовое значение $W_0 = 1 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{ч})$

При $\beta \rightarrow 1$ $Q = \tau R$, т. е., как и при изгибе, размерность обобщенной силы на кручение отличается от размерности обобщенной силы на растяжение.

На рис. 5,а представлены результаты экспериментов по кручению на установившейся стадии ползучести тонкостенных трубок с $R = 10$ мм и $r = 9$ мм (точки 7) и сплошных цилиндрических стержней с $D = 20$ мм (точки 6). Обрабатывая данные экспериментов на установившейся стадии с использованием степенной зависимости (2), получим значения коэффициента B при $n = 6$ для тонкостенных цилиндров и сплошных образцов (см. таблицу).

Как и в случае изгиба балок, при сведении обобщенных сил Q к эквивалентной величине Q_e рассмотрим два подхода. В соответствии с первым подходом в качестве базового значения мощности примем то же значение $W_0 = 1 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{ч})$ ($\ln W = \ln W_0$ — штриховая линия на рис. 5,а) и приведем уравнение к безразмерному (нормированному) виду (3). Соответствующие значения Q_0 приведены в таблице. Зависимость $\ln \tilde{W} \sim \ln \tilde{Q}_e$, а также данные экспериментов на растяжение (см. рис. 3) представлены на рис. 5,б. Таким образом, при нагружении растягивающим (сжимающим) усилием, изгибающим и крутящим моментами имеет место одна и та же зависимость $\tilde{W}(\tilde{Q}_e)$.

В соответствии со вторым подходом эталонным является процесс ползучести при растяжении: $Q_e = \lambda_k Q_k$. Здесь коэффициенты эквивалентности в случае кручения определены по зависимости (7) (см. таблицу).

Из (6) следует $W = B_1 Q_e^n = B_1 (\lambda_7 Q_7)^n$, где в случае однородных напряженно-деформированных состояний $Q_e = \sigma$ при одноосном растяжении, $Q_7 = R\tau$ при кручении тонкостенной трубки. Используя в качестве критерия эквивалентности процессов равенство интенсивности напряжений $\sigma = \sqrt{3}\tau$, имеем $\lambda_7^{st} = \sqrt{3}/R$. При $R = 10$ мм получаем значение $\lambda_7^{st} = 173,2 \text{ м}^{-1}$, близкое к значению коэффициента эквивалентности, полученному непосредственно в экспериментах.

Используя статически допустимые поля напряжений и кинематически возможные поля скоростей деформаций, можно найти приближенные значения коэффициента эквивалентности λ_6 . Так, для статически возможного напряженного состояния $\tau = \text{const}$ по

сечению стержня имеем $Q_6 = M/S = (2/3)R\tau$. Используя критерий эквивалентности $\tau = \sigma/\sqrt{3}$ и соотношение (7), получаем $\lambda_6^{st} = Q_1/Q_6 = (3\sqrt{3})/(2R) = 259,8 \text{ м}^{-1}$.

Для кинематически возможного поля скоростей деформаций, например для поля $\dot{\gamma} = \rho\dot{\varphi}/l$, с использованием критерия эквивалентности находим $W = \dot{\gamma}\tau = B_1\sigma^n = B_1(\sqrt{3}\tau)^n$. Подставляя в выражение

$$M = \int_S \tau \rho dS$$

значение

$$\tau = \left(\frac{\rho\dot{\varphi}}{B_1 l (\sqrt{3})^n} \right)^{1/(n-1)},$$

получаем

$$\left(\frac{M}{S} \right)^n \left(\frac{S}{J_{kin}} \right)^{n-1} = \left(\frac{\sigma}{\sqrt{3}} \right)^n.$$

В соответствии с (6) имеем $\lambda_6^{kin} = \sqrt{3} (S/J_{kin})^{(n-1)/n}$. При кручении сплошного стержня с $R = 10 \text{ мм}$ и при $n = 6$ находим $\lambda_6^{kin} = 221,9 \text{ м}^{-1}$. В этом случае, как и при изгибе балок, $\lambda^{kin} \leq \lambda \leq \lambda^{st}$; при увеличении показателя n разность между λ^{kin} и λ^{st} уменьшается. Заметим также, что результаты расчетов с использованием предположения о предельном состоянии $\tau = \text{const}$ по радиусу сечения (статически возможное поле напряжений) лучше согласуются с экспериментальными данными, чем результаты расчетов с использованием предположения о линейном по радиусу распределении скоростей сдвига.

С использованием приведенных экспериментальных данных можно провести сопоставление деформационно-прочностного поведения элементов конструкций по величине эквивалентных внешних обобщенных сил $Q_e = \lambda_k Q_k$. На рис. 6 приведены диаграммы ползучести стержневых элементов различного типа из стали марки Ст. 45 при $T = 725 \text{ }^\circ\text{C}$ и $Q_e = 44 \text{ МПа}$. Видно, что близким значениям обобщенных сил соответствуют близкие значения интенсивности и длительности процессов. Меньшая продолжительность процесса ползучести на кручение тонкостенного образца по сравнению с длительностью процесса

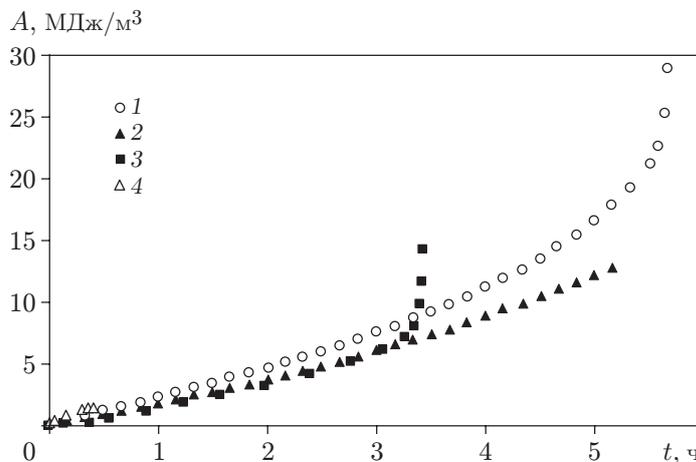


Рис. 6. Диаграммы ползучести стержневых элементов при $Q_e = 44 \text{ МПа}$ для стали марки Ст. 45 при $T = 725 \text{ }^\circ\text{C}$:

1 — растяжение цилиндрического образца; 2 — кручение сплошного цилиндрического образца; 3 — кручение тонкостенного цилиндрического образца; 4 — изгиб прямоугольной балки

ползучести на растяжение объясняется потерей устойчивости тонкостенной конструкции. Эксперименты на изгиб проводились лишь при малых значениях деформаций.

Заключение. Интенсивность процессов ползучести и длительность до разрушения стержневых элементов конструкций из одного и того же материала при фиксированной температуре можно сравнивать по значениям средних по объему тела мощностей рассеяния, вычисленным по внешним обобщенным силам, приведенным к эквивалентной величине.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Соснин О. В.** Энергетический вариант теории ползучести и длительной прочности. 1 // Пробл. прочности. 1973. № 5. С. 45–49.
2. **Соснин О. В., Горев Б. В., Никитенко А. Ф.** К обоснованию энергетического варианта теории ползучести. 1 // Пробл. прочности. 1976. № 11. С. 3–8.
3. **Соснин О. В., Горев Б. В., Рубанов В. В.** К обоснованию энергетического варианта теории ползучести. 2 // Пробл. прочности. 1976. № 11. С. 9–13.
4. **Соснин О. В.** О высокотемпературной ползучести материалов и элементов конструкций // Проблемы механики: Сб. ст. к 90-летию со дня рожд. А. Н. Ишлинского / Под ред. Д. М. Климова. М.: Физматлит, 2003. С. 727–738.
5. **Соснин О. В., Любашевская И. В., Новоселя И. В.** Сравнительные оценки высокотемпературной ползучести и разрушения конструкционных материалов // ПМТФ. 2008. Т. 49, № 2. С. 123–130.
6. **Соснин О. В., Любашевская И. В.** Приближенные оценки высокотемпературной ползучести элементов конструкций // ПМТФ. 2001. Т. 42, № 6. С. 124–135.

*Поступила в редакцию 12/II 2009 г.,
в окончательном варианте — 19/V 2009 г.*
