

УДК 539.376

ВЫБОР РЕЖИМОВ ФОРМОВАНИЯ И ОЦЕНКА ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО РЕСУРСА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КИНЕТИЧЕСКИХ УРАВНЕНИЙ СО СКАЛЯРНЫМ ПАРАМЕТРОМ ПОВРЕЖДЕННОСТИ

И. А. Банщикова

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

На основе кинетических уравнений ползучести проведено сравнение процессов накопления повреждений при растяжении стержней в двух режимах деформирования: под действием постоянных напряжений и при постоянных скоростях деформаций, соответствующих скоростям на установившейся стадии ползучести для тех же напряжений. Установлено, что для увеличения остаточного эксплуатационного ресурса формование деталей с заданной кинематикой более предпочтительно, чем формование под действием постоянных напряжений, для материалов, при одноосном деформировании которых при $\sigma = \text{const}$ деформация, при которой происходит разрушение, монотонно уменьшается с увеличением напряжения; формование под действием постоянных напряжений более предпочтительно для материалов, при одноосном деформировании которых деформация, при которой происходит разрушение, монотонно возрастает с увеличением напряжения. Приведены результаты расчетов для некоторых сплавов.

Ключевые слова: конструкционные сплавы, разупрочнение, упрочнение, повреждаемость, рациональные режимы ползучести, растяжение.

DOI: 10.15372/PMTF20190615

Введение. При производстве современных изделий, применяемых в машиностроении, широко используются высокопрочные сплавы на основе алюминия и титана. Вследствие малой пластичности таких сплавов традиционные квазистатические режимы деформирования со скоростями порядка нескольких процентов в секунду могут приводить к их повреждению еще на стадии изготовления. Альтернативными способами обработки являются медленные температурно-скоростные режимы деформирования за счет накопления необратимых деформаций ползучести, включая режимы сверхпластичности, что позволяет существенно уменьшить усилия, управлять процессом формования и сохранять эксплуатационный ресурс на стадии изготовления.

В работах [1, 2] для задач изгиба пластин и кручения профиля уголкового сечения установлено, что минимальный уровень остаточных напряжений соответствует релаксационному режиму деформирования (режиму термофиксации). Задачи определения оптимального пути деформирования, обеспечивающего минимальный уровень повреждений, рассмотрены в [3–6].

В работе [3] показано, что для материалов, ползучесть которых описывается кинетическими уравнениями Работнова с учетом повреждаемости в виде

$$\eta_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}}{dt} = \frac{B_\varepsilon \sigma_e^n}{(1-q)^{k_1}} \frac{\partial \sigma_e}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \frac{dq}{dt} = \frac{B_q \sigma_e^g}{(1-q)^{k_2}}, \quad i = 1, 2, 3, \quad j = 1, 2, 3, \quad (1)$$

минимальная величина повреждений достигается в том случае, если скорость деформаций ползучести постоянна, при этом на значения параметров ползучести налагается ограничение $g \geq n$. В (1) $B_\varepsilon, B_q, n, g, k_1, k_2$ — константы ползучести; $\varepsilon_{ij}, \eta_{ij}, \sigma_{ij}$ — компоненты тензоров деформаций, скоростей деформаций ползучести и напряжений; σ_e — однородная относительно напряжений функция первой степени; параметр $0 \leq q \leq 1$ описывает с феноменологических позиций накопление повреждений в материале.

В работах [4–6] рассмотрен ряд задач оптимального проектирования в рамках энергетического варианта теории ползучести [7, 8].

В [9] показано, что, выполнив замену $1 - \omega = (1 - q)^{k_2 - k_1 + 1}$, кинетические уравнения (1) можно записать в виде соотношений с одинаковыми функциями в знаменателе:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{B_A \sigma_e^{n+1}}{(1-\omega)^m}, \quad \frac{d\omega}{dt} = \frac{B_\omega \sigma_e^g}{(1-\omega)^m}. \quad (2)$$

Здесь $m = k_1 / (k_2 - k_1 + 1)$; $B_\omega = (k_2 - k_1 + 1) B_q$; $B_A = B_\varepsilon$; $A = \varepsilon_{ij} \sigma_{ij}$ — работа рассеяния. Для параметра поврежденности $0 \leq \omega \leq 1$ в одноосном случае ($\sigma_e = \sigma$) должно

выполняться уравнение “единой кривой” $(1 - \omega)^{m+1} = 1 - \tau$, где $\tau = (k_2 + 1) \int_0^t B_q \sigma^g dt$,

$$\text{или } \tau = (m + 1) \int_0^t B_\omega \sigma^g dt.$$

Кинетические уравнения (2) могут быть обобщены на случай материалов, на диаграммах ползучести которых можно выделить три стадии ползучести [8, 9]:

$$W = \frac{dA}{dt} = \frac{f(\sigma_e, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}; \quad (3)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\varphi(\sigma_{e*}, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}, \quad 0 \leq \omega \leq 1; \quad (4)$$

$$\eta_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}^c}{dt} = \lambda \frac{\partial \sigma_e}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \lambda = \frac{W}{\sigma_e}$$

(α — параметр упрочнения; T — температура). В этом случае при одноосном растяжении ($\sigma_e = \sigma_{e*} = \sigma_i = \text{const}$ (σ_i — интенсивность напряжений)) в нормированных координатах $\omega = A/A^* \equiv \varepsilon/\varepsilon^*$, $\tau = t/t^*$ (ε^* — предельная деформация) для параметра поврежденности также имеем уравнение “единой кривой” в виде $(1 - \omega^{\alpha+1})^{m+1} = 1 - \tau$, $0 \leq \tau \leq 1$. Иными словами, при одноосном напряженном состоянии скалярный параметр поврежденности ω есть показатель деформируемости материала.

В [10] оценивался остаточный эксплуатационный ресурс детали после процесса формообразования, приведены результаты численных расчетов процесса деформирования при одноосном растяжении сплошных круглых стержней из упрочняющегося ($\alpha \neq 0$) титанового сплава марки ЗВ при комнатной температуре с использованием зависимостей (3), (4), где $f(\sigma_e, T) = B_A \sigma_i^{n+1}$; $\varphi(\sigma_{e*}, T) = B_\omega \sigma_i^g$. Для этого сплава на основе полученных графиков проведено сравнение процессов накопления повреждений в стержнях при деформировании в двух режимах: при постоянных напряжениях ($\sigma_i = \sigma_0 = \text{const}$) и при

постоянных скоростях деформаций, равных скоростям на установившейся стадии ползучести для тех же напряжений ($\eta_i = \eta_0 = B_A \sigma_0^n = \text{const}$ (η_i — интенсивность скоростей деформаций ползучести)). Показано, что на стадии изготовления деталей, работающих в условиях, при которых их напряженно-деформированное состояние близко к напряженно-деформированному состоянию, соответствующему одноосному растяжению, формование до необходимой величины деформации ε_0 с заданной кинематикой процесса деформирования более предпочтительно, чем формование под действием постоянных напряжений. В данной работе проведено сравнение этих двух процессов деформирования в зависимости от значений параметров в уравнениях (3), (4). Приведены результаты расчетов параметра поврежденности в условиях одноосного растяжения для различных сплавов.

1. Анализ режимов деформирования при постоянных напряжениях и с заданной кинематикой. Исследуем два указанных выше режима в условиях одноосного деформирования в зависимости от значений параметров ползучести в уравнениях (3), (4). Рассмотрим случай степенных функций $f(\sigma) = B_A \sigma^{n+1}$ и $\varphi(\sigma) = B_\omega \sigma^g$. Упругими деформациями будем пренебрегать. Из (3) для скоростей деформаций ползучести следует

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{B_A \sigma^n}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}. \quad (5)$$

Режим 1. Рассмотрим режим, в котором напряжения постоянны: $\sigma = \sigma_0 = \text{const}$. Интегрируя (4) аналогично тому, как это сделано в [8], для параметра поврежденности получаем

$$\omega = \left(1 - (1 - (m+1)(\alpha+1)B_\omega \sigma_0^g t)^{1/(m+1)}\right)^{1/(1+\alpha)}.$$

Подставляя данное выражение для ω в (4) и интегрируя по t , находим

$$\varepsilon(t) = \frac{B_A}{B_\omega} \sigma_0^{n-g} \left(1 - (1 - (m+1)(\alpha+1)B_\omega \sigma_0^g t)^{1/(m+1)}\right)^{1/(1+\alpha)} = \frac{B_A}{B_\omega} \sigma_0^{n-g} \omega(t). \quad (6)$$

Режим 2. Рассмотрим режим, в котором скорость деформаций ползучести постоянна ($\dot{\varepsilon} = \eta_0 = \text{const}$), причем скорость деформирования равна скорости на установившейся стадии: $\eta_0 = B_A \sigma_0^n$. Из (5) находим $\sigma = ((1 - \omega^{\alpha+1})^m \omega^\alpha \eta_0 / B_A)^{1/n}$. Подставляя σ в (4), для параметра поврежденности получаем

$$\frac{d\omega}{dt} = B_\omega \left(\frac{\eta_0}{B_A}\right)^{g/n} \omega^{\alpha(g/n-1)} (1 - \omega^{\alpha+1})^{m(g/n-1)}. \quad (7)$$

Интегрируя (7), имеем

$$t = \frac{1}{B_\omega \sigma_0^g} \int_0^\omega \omega^{\alpha(1-g/n)} (1 - \omega^{\alpha+1})^{m(1-g/n)} d\omega. \quad (8)$$

При $\alpha \neq 0$ интеграл (8) допускает численное интегрирование приближенными методами. Рассмотрим случай, когда упрочнение отсутствует, т. е. $\alpha = 0$. Выражение для параметра поврежденности записывается в виде

$$\omega(t) = 1 - (1 - (m+1 - mg/n)B_\omega \sigma_0^g t)^{1/(m+1-mg/n)}. \quad (9)$$

Сравним параметр поврежденности в (6) и (9) при деформировании до необходимой величины деформации ε_0 . Для режима 1 из (6) следует

$$\omega = \omega_\sigma = \frac{B_\omega}{B_A} \sigma_0^{g-n} \varepsilon_0. \quad (10)$$

Для режима 2, подставляя в (9) выражение для времени $t = \varepsilon_0/\eta_0 = \varepsilon_0/(B_A\sigma_0^n)$, получаем

$$\omega = \omega_\eta = 1 - \left(1 - \left(m + 1 - \frac{mg}{n}\right)\varepsilon_0 \frac{B_\omega}{B_A} \sigma_0^{g-n}\right)^{1/(m+1-mg/n)}. \quad (11)$$

Введем обозначение $\gamma = 1/(m + 1 - mg/n)$. При сравнении (10) и (11) необходимо рассмотреть следующие случаи: 1) $\gamma < 0$; 2) $0 < \gamma < 1$; 3) $\gamma > 1$.

В случае 2 после ряда несложных преобразований получаем $\omega_\sigma < \omega_\eta$, при этом должны выполняться условия $g < n$, $m > 0$. Условие $g < n$ выполняется для материалов, для которых деформация при разрушении $\varepsilon^* = (B_A/B_\omega)\sigma_0^{n-g}$ увеличивается при увеличении σ_0 , т. е. функция $\varepsilon^*(\sigma_0)$ монотонно возрастает.

В случаях 1, 3 $\omega_\sigma > \omega_\eta$, при этом должно выполняться условие $g > n$. В случае 1 на значения параметров ползучести необходимо наложить ограничение $1/m + 1 < g/n$, в случае 3 — ограничение $1/m + 1 > g/n$. Условие $g > n$ выполняется для материалов, для которых деформация при разрушении ε^* увеличивается при уменьшении σ_0 , т. е. функция $\varepsilon^*(\sigma_0)$ монотонно убывает. К числу таких материалов относятся сплавы, свойства которых можно описать с использованием энергетического варианта теории ползучести $A^* = \text{const}$ [7]. В этом случае $g = n + 1$ и для выполнения условий 1, 3 должны выполняться условия $m > n$ и $m < n$ соответственно.

Для материалов, для которых $g = n$, имеем $\varepsilon^*(\sigma_0) = \text{const}$, $\omega_\sigma = \omega_\eta$.

Ниже приведены результаты расчетов параметра поврежденности для некоторых сплавов. При обработке экспериментальных данных [7, 10–12] и получении кривых ползучести деформация определялась по формуле $\varepsilon = \ln(1 + \Delta L/L_0)$, где L , L_0 — конечная и исходная длина образца при растяжении, т. е. вычислялась деформация Генки. Величина нагрузки P пересчитывалась с учетом условия $\sigma = P(1 + \Delta L/L_0)/S_0 = \text{const}$, где S_0 — исходная площадь поперечного сечения образца.

2. Результаты численных расчетов для различных сплавов. Ниже приводятся результаты обработки экспериментальных данных.

2.1. *Сплав АК4-1 при температуре $T = 250$ °С.* Параметры ползучести для сплава АК4-1 (Al–Cu–Mg–Fe–Ni) имели следующие значения [11]: $\alpha = 0$, $m = 2$, $n = 15$, $g = 11,5$, $B_A = 2,79 \cdot 10^{-40}$ МПа⁻ⁿ/с, $B_\omega = 3,39 \cdot 10^{-31}$ МПа^{-g}/с. Значения параметров удовлетворяют условию $0 < \gamma < 1$.

На рис. 1 показаны зависимости $\varepsilon(t)$, полученные с использованием (6), при значениях напряжения $\sigma_0 = 170, 180, 190, 200, 210, 230$ МПа. Значения деформации, при которых происходит разрушение ($\omega = 1$), вычисленные согласно (6), составляют $\varepsilon^* = 5,3; 6,4; 7,8; 9,3; 11,0; 15,2$ % соответственно (точки на рис. 1). Для рассматриваемого сплава АК4-1 значение ε^* монотонно возрастает при увеличении напряжения σ_0 . На рис. 2 приведены зависимости $\omega(\sigma_0)$ в диапазоне $140 \text{ МПа} \leq \sigma_0 \leq 240 \text{ МПа}$. Поскольку в данном случае $\omega_\sigma < \omega_\eta$, при выборе режимов на стадии изготовления деталей формование до необходимой величины деформации ε_0 для сплава АК4-1 под действием постоянных напряжений более предпочтительно, чем формование с заданной кинематикой процесса деформирования.

2.2. *Сплав Д16Т при температуре $T = 250$ °С.* Параметры ползучести для сплава Д16Т (Al–Mg–Cu) при температуре $T = 250$ °С имели следующие значения [7. С. 33]: $\alpha = 0$, $m = 10$, $n = 5$, $g = 6$, $B_A = 4,317 \cdot 10^{-18}$ МПа⁻ⁿ/с, $B_\omega = 2,936 \cdot 10^{-19}$ МПа^{-g}/с. Данные значения получены с использованием энергетического варианта теории ползучести [7], удельная работа рассеяния равна $A^* = 14,7$ МДж/м³. В рассматриваемом случае выполняется условие $\gamma < 0$.

На рис. 3 показаны зависимости $\varepsilon(t)$, полученные с использованием (6), при значениях напряжения $\sigma_0 = 68,6; 78,4; 88,2; 98,0$ МПа. Значения деформации, при которых происходит разрушение, составляют $\varepsilon^* = 21,4; 18,7; 16,7; 15,0$ % соответственно. Для сплава Д16Т

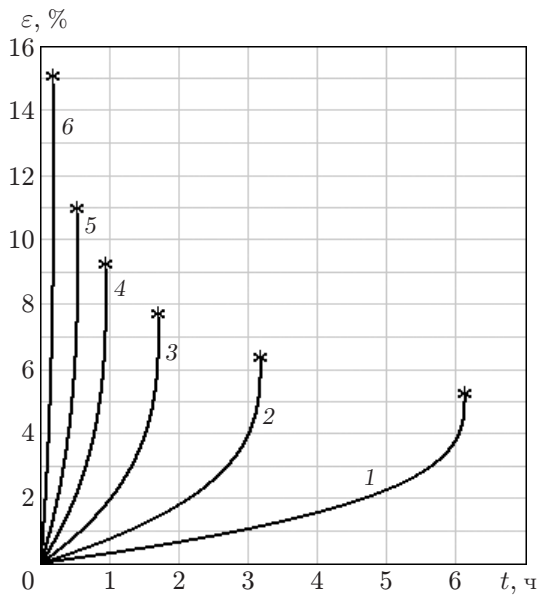


Рис. 1

Рис. 1. Зависимость $\varepsilon(t)$ для сплава АК4-1:

1 — $\sigma_0 = 170$ МПа, 2 — $\sigma_0 = 180$ МПа, 3 — $\sigma_0 = 190$ МПа, 4 — $\sigma_0 = 200$ МПа, 5 — $\sigma_0 = 210$ МПа, 6 — $\sigma_0 = 230$ МПа

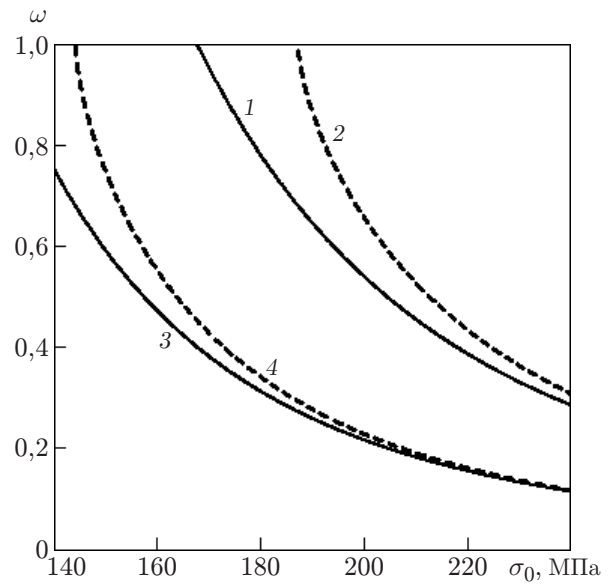


Рис. 2

Рис. 2. Зависимость $\omega(\sigma_0)$ для сплава АК4-1:

1, 3 — расчет по формуле (10), 2, 4 — расчет по формуле (11); 1, 2 — $\varepsilon_0 = 5\%$, 3, 4 — $\varepsilon_0 = 2\%$

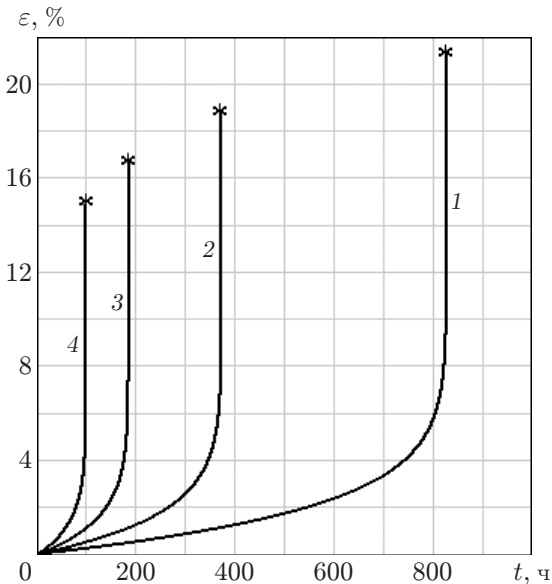


Рис. 3

Рис. 3. Зависимость $\varepsilon(t)$ для сплава Д16Т:

1 — $\sigma_0 = 68,6$ МПа, 2 — $\sigma_0 = 78,4$ МПа, 3 — $\sigma_0 = 88,2$ МПа, 4 — $\sigma_0 = 98,0$ МПа

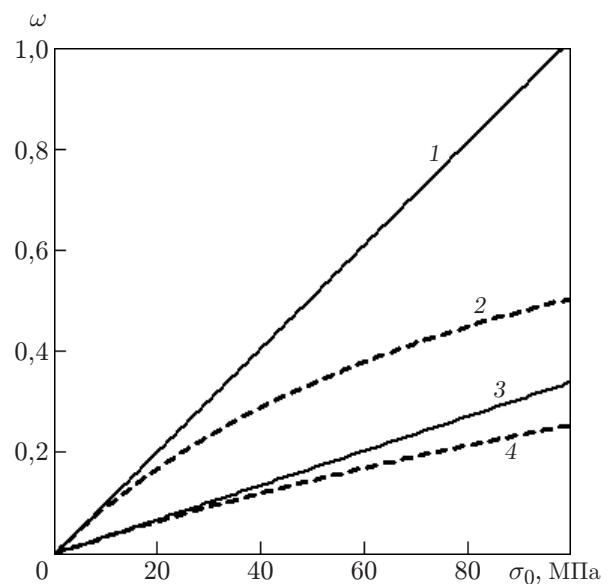


Рис. 4

Рис. 4. Зависимость $\omega(\sigma_0)$ для сплава Д16Т:

1, 3 — расчет по формуле (10), 2, 4 — расчет по формуле (11); 1, 2 — $\varepsilon_0 = 15\%$, 3, 4 — $\varepsilon_0 = 5\%$

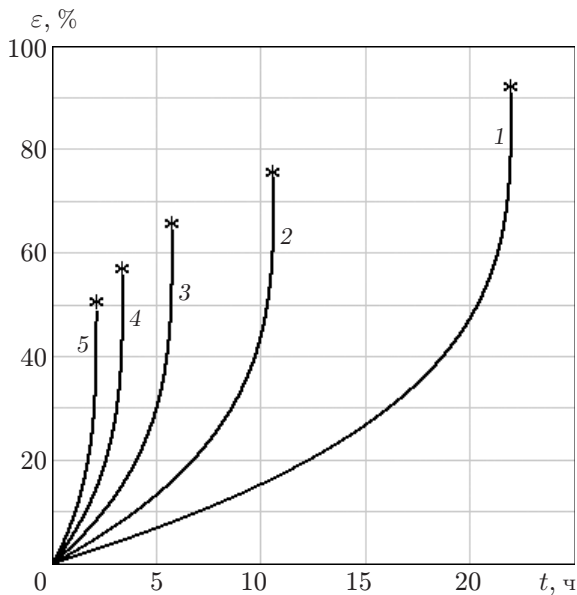


Рис. 5

Рис. 5. Зависимость $\varepsilon(t)$ для сплава ВТ-9:

1 — $\sigma_0 = 245$ МПа, 2 — $\sigma_0 = 294$ МПа, 3 — $\sigma_0 = 343$ МПа, 4 — $\sigma_0 = 392$ МПа, 5 — $\sigma_0 = 441$ МПа

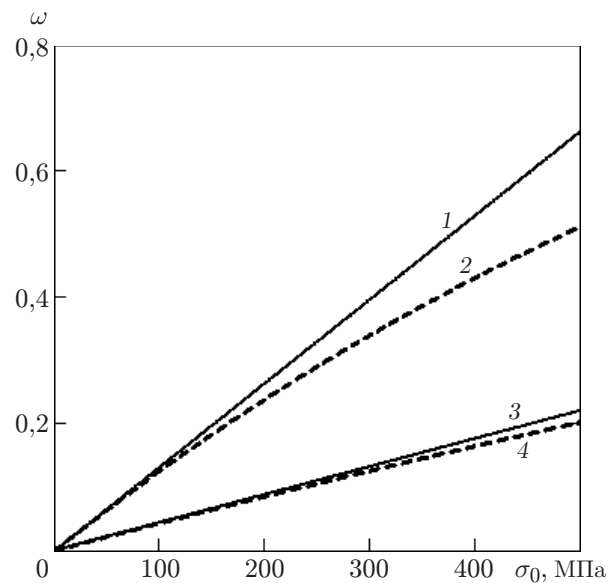


Рис. 6

Рис. 6. Зависимость $\omega(\sigma_0)$ для сплава ВТ-9:

1, 3 — расчет по формуле (10), 2, 4 — расчет по формуле (11); 1, 2 — $\varepsilon_0 = 30\%$, 3, 4 — $\varepsilon_0 = 10\%$

значение ε^* монотонно убывает при увеличении напряжения σ_0 . На рис. 4 приведены зависимости $\omega(\sigma_0)$. Для сплава Д16Т при $T = 250$ °С получено $\omega_\eta < \omega_\sigma$. Таким образом, формование до необходимой величины деформации ε_0 с заданной кинематикой процесса деформирования более предпочтительно, чем формование под действием постоянных напряжений.

2.3. Сплав ВТ-9 при температуре $T = 600$ °С. Параметры ползучести для сплава ВТ-9 (Ti-Al-Mo-Zr) при температуре $T = 600$ °С имели следующие значения [7]: $\alpha = 0$, $m = 2,33$, $n = 3$, $g = 4$, $B_A = 2,379 \cdot 10^{-13}$ МПа⁻ⁿ/с, $B_\omega = 1,055 \cdot 10^{-15}$ МПа^{-g}/с. Работа рассеяния при разрушении равна $A^* = 225,4$ МДж/м³, значения параметров удовлетворяют условию $\gamma > 1$. На рис. 5 представлены зависимости $\varepsilon(t)$, полученные с использованием (6), при значениях напряжения $\sigma_0 = 245, 294, 343, 392, 441$ МПа. Значения деформации, при которых происходит разрушение, составляют $\varepsilon^* = 92,0; 76,7; 65,7; 57,5; 51,1$ % соответственно. Для сплава ВТ-9 при температуре $T = 600$ °С деформация при разрушении ε^* монотонно убывает при увеличении напряжения σ_0 . На рис. 6 приведены зависимости $\omega(\sigma_0)$. Для сплава ВТ-9 получено $\omega_\eta < \omega_\sigma$, т. е. деформирование до необходимой величины ε_0 с заданной кинематикой процесса более предпочтительно, чем деформирование под действием постоянных напряжений.

2.4. Сталь марки 09Г2С-12 при температуре $T = 730$ °С. Параметры ползучести стали марки 09Г2С-12 (Fe-Si-Cu-Cr-Ni-C) при температуре $T = 730$ °С имели следующие значения [12]: $m = 0,65$, $n = 5,5$, $g = 5,4$, $B_A = B_\varepsilon = 1,97 \cdot 10^{-14}$ МПа⁻ⁿ/с, $B_\omega = 3,97 \times 10^{-14}$ МПа^{-g}/с. Выполняется условие $\gamma = 0,988 \approx 1$.

На рис. 7 показаны зависимости $\varepsilon(t)$, полученные с использованием (6), при значениях напряжения $\sigma_0 = 40, 50, 60, 70, 80$ МПа. Значения деформации, при которых происходит

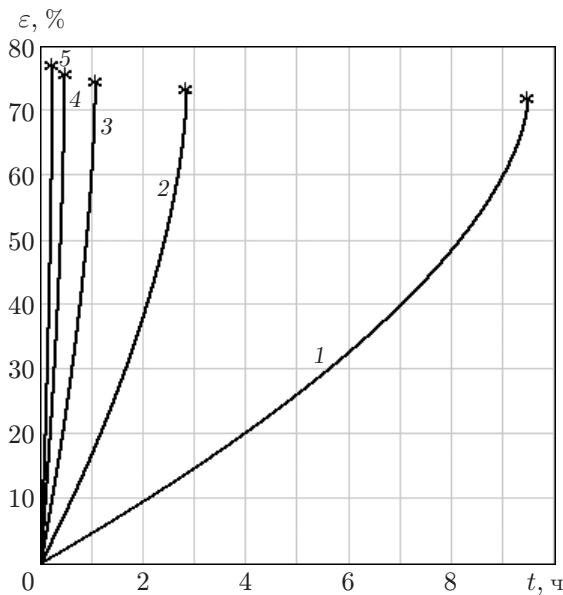


Рис. 7

Рис. 7. Зависимость $\varepsilon(t)$ для стали марки 09Г2С-12:

1 — $\sigma_0 = 40$ МПа, 2 — $\sigma_0 = 50$ МПа, 3 — $\sigma_0 = 60$ МПа, 4 — $\sigma_0 = 70$ МПа, 5 — $\sigma_0 = 80$ МПа

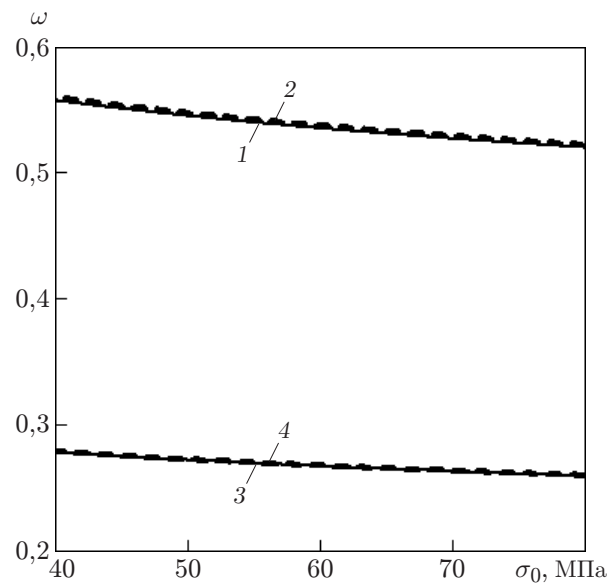


Рис. 8

Рис. 8. Зависимость $\omega(\sigma_0)$ для стали марки 09Г2С-12:

1, 3 — расчет по формуле (10), 2, 4 — расчет по формуле (11); 1, 2 — $\varepsilon_0 = 40$ %, 3, 4 — $\varepsilon_0 = 20$ %

разрушение, составляют $\varepsilon^* = 71,8; 73,4; 74,7; 75,9; 76,9$ % соответственно. Для стали марки 09Г2С-12 при температуре $T = 730$ °С деформация ε^* при увеличении σ_0 возрастает незначительно. На рис. 8 приведены зависимости $\omega(\sigma_0)$ в диапазоне $40 \text{ МПа} \leq \sigma_0 \leq 80 \text{ МПа}$. Для стали марки 09Г2С-12 установлено, что при формовании при температуре $T = 730$ °С до необходимой величины деформации ε_0 с заданной кинематикой процесса деформирования ($\eta_0 = B_A \sigma_0^n = \text{const}$) и под действием постоянных напряжений σ_0 величина накопленных повреждений в материале приблизительно одинакова: $\omega_\eta \approx \omega_\sigma$.

2.5. *Сплав 3В при комнатной температуре.* Сравним величины накопленных повреждений для двух режимов деформирования упрочняющегося ($\alpha \neq 0$) сплава 3В (Ti-Al-V).

Параметры ползучести сплава 3В при комнатной температуре имели следующие значения [10]: $\alpha = 2,5$, $m = 7$, $n = 50,8$, $g = 51,8$, $B_A = 1,46 \cdot 10^{-151}$ МПа $^{-n}$ /с, $B_\omega = 2,205 \cdot 10^{-153}$ МПа $^{-g}$ /с. Свойства данного сплава также могут быть описаны с использованием энергетического варианта теории ползучести, работа рассеяния при разрушении равна $A^* = 66,2$ МДж/м 3 . Однако в данном случае значение параметра поврежденности $\omega(\sigma_0)$ можно получить, решая дифференциальное уравнение (7) при $0 \leq t \leq \varepsilon_0 / (B_A \sigma_0^n)$.

На рис. 9 показаны зависимости $\varepsilon(t)$, полученные с использованием (6), при значениях напряжения $\sigma_0 = 589, 603, 618, 638$ МПа. Значения деформации, при которых происходит разрушение, составляют $\varepsilon^* = 11,2; 11,0; 10,7; 10,4$ % соответственно. Для сплава 3В величина ε^* монотонно убывает при увеличении напряжения σ_0 . Следует отметить, что это убывание незначительное. На рис. 10 представлены зависимости $\omega(\sigma_0)$ в диапазоне $550 \text{ МПа} \leq \sigma_0 \leq 650 \text{ МПа}$. Для сравнения приведены результаты вычислений по формуле (11), т. е. в предположении $\alpha = 0$ (линии 5, 6). Упрочнение ($\alpha = 2,5$) данного сплава приводит к увеличению различия значений параметра поврежденности для двух рассмат-

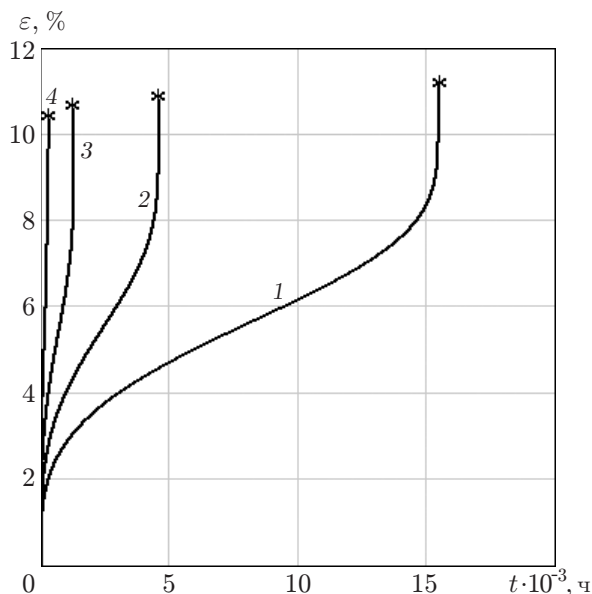


Рис. 9

Рис. 9. Зависимость $\varepsilon(t)$ для сплава ЗВ:

1 — $\sigma_0 = 589$ МПа, 2 — $\sigma_0 = 603$ МПа, 3 — $\sigma_0 = 618$ МПа, 4 — $\sigma_0 = 638$ МПа

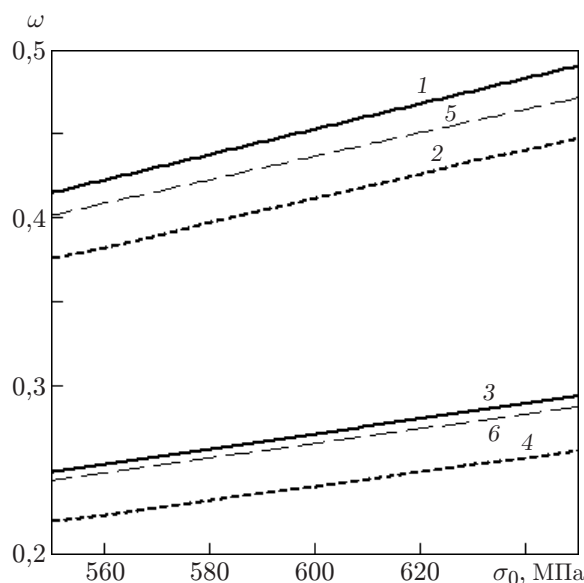


Рис. 10

Рис. 10. Зависимость $\omega(\sigma_0)$ для сплава ЗВ:

1, 3 — расчет по формуле (10), 2, 4 — расчет по формуле (7), 5, 6 — расчет по формуле (11); 1, 2, 5 — $\varepsilon_0 = 5\%$, 3, 4, 6 — $\varepsilon_0 = 3\%$

риваемых режимов. Таким образом, расчеты показали, что для сплава ЗВ на стадии изготовления деталей, работающих в условиях, при которых их напряженно-деформированное состояние близко к напряженно-деформированному состоянию, соответствующему одноосному растяжению, формование до необходимой величины деформации ε_0 с заданной кинематикой процесса деформирования более предпочтительно, чем формование под действием постоянных напряжений ($\omega_\eta < \omega_\sigma$).

В настоящей работе проведено сравнение повреждений, накопленных в статическом ($\sigma_0 = \text{const}$) и кинематическом ($\eta_0 = B_A \sigma_0^n = \text{const}$) режимах деформирования, для ряда сплавов. Накопление повреждений для сплавов с немонотонной зависимостью $\varepsilon^*(\sigma_0)$ представляет собой более сложный процесс. Можно предположить, что для сплавов, у которых на диаграммах ползучести $\varepsilon(t)$ существует минимум или максимум функции $\varepsilon^*(\sigma_0)$ [13–17], оба режима деформирования (с заданной кинематикой процесса и под действием постоянных напряжений) практически эквивалентны для значений напряжений, близких к значению напряжения σ_0 , при котором этот минимум или максимум достигается.

Результаты, представленные в данной работе, получены в предположении, что при формовании деталей напряженно-деформированное состояние близко к напряженно-деформированному состоянию, соответствующему одноосному растяжению. В случаях сложного напряженного состояния необходимо проводить расчеты с использованием моделей, учитывающих анизотропию материала и накопление повреждений в векторном или тензорном виде [18, 19].

Заключение. Проведено сравнение процессов накопления повреждений при растяжении стержней на основе кинетических уравнений ползучести для двух режимов деформирования: под действием постоянных напряжений и при постоянных скоростях деформаций, соответствующих скоростям на установившейся стадии ползучести для тех же напряже-

ний. Установлено, что для увеличения остаточного эксплуатационного ресурса формование деталей с заданной кинематикой более предпочтительно, чем формование под действием постоянных напряжений, для разупрочняющихся сплавов, при одноосном деформировании которых при $\sigma = \text{const}$ деформация, при которой происходит разрушение, монотонно уменьшается с увеличением напряжения; формование под действием постоянных напряжений более предпочтительно для материалов, при одноосном деформировании которых деформация, при которой происходит разрушение, монотонно возрастает с увеличением напряжения. Результаты расчетов получены в предположении, что при формовании деталей напряженно-деформированное состояние близко к напряженно-деформированному состоянию, соответствующему одноосному растяжению.

ЛИТЕРАТУРА

1. Банщикова И. А., Цвелодуб И. Ю. Об одном классе обратных задач формоизменения вязкоупругих пластин // ПМТФ. 1996. Т. 37, № 6. С. 122–131.
2. Банщикова И. А., Сухоруков И. В. Двумерные задачи кручения и изгиба профилей в условиях ползучести // Вычисл. технологии. 2003. Т. 8. С. 104–110: Регион. вестн. Востока. 2003. Т. 8, № 3. С. 104–110. (Совмест. вып.).
3. Цвелодуб И. Ю. Постулат устойчивости и его приложения в теории ползучести металлических материалов. Новосибирск: Ин-т гидродинамики СО АН СССР, 1991.
4. Бормотин К. С., Вин А. Метод динамического программирования в задачах оптимального деформирования панели в режиме ползучести // Вычисл. методы и программирование: новые вычисл. технологии. 2018. Т. 19, № 4. С. 470–478.
5. Бормотин К. С. Обратные задачи оптимального управления в теории ползучести // Сиб. журн. индустр. математики. 2012. Т. 15, № 2. С. 33–42.
6. Бормотин К. С., Олейников А. И. Вариационные принципы и оптимальные решения обратных задач изгиба пластин при ползучести // ПМТФ. 2012. Т. 53, № 5. С. 136–146.
7. Соснин О. В. Энергетический вариант теории ползучести / О. В. Соснин, Б. В. Горев, А. Ф. Никитенко. Новосибирск: Ин-т гидродинамики СО АН СССР, 1986.
8. Горев Б. В., Любашевская И. В., Панамарев В. А., Иявойнен С. В. Описание процесса ползучести и разрушения современных конструкционных материалов с использованием кинетических уравнений в энергетической форме // ПМТФ. 2014. Т. 55, № 6. С. 132–144.
9. Горев Б. В., Клопотов И. Д. К описанию процесса ползучести и длительной прочности по уравнениям с одним скалярным параметром повреждаемости // ПМТФ. 1994. Т. 35, № 5. С. 92–102.
10. Горев Б. В., Банщикова И. А. К описанию процесса ползучести и разрушения упрочняющихся материалов по кинетическим уравнениям со скалярным параметром поврежденности // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. 2009. № 2. С. 90–98.
11. Горев Б. В., Банщикова И. А. К описанию ниспадающего участка кривой деформирования “напряжение — деформация” по кинетическим уравнениям со скалярным параметром поврежденности // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. 2008. № 2. С. 110–117.
12. Iyavounen S. V., Banshchikova I. A., Lubashevskaya I. V., Legan M. A. High temperature creep of steel 09G2S under non-stationary loading // J. Phys.: Conf. Ser. 2017. V. 894. 012123. DOI: 10.1088/1742-6596/894/1/012123.
13. Соснин О. В., Никитенко А. Ф., Горев Б. В. К обоснованию энергетического варианта теории ползучести и длительной прочности металлов // ПМТФ. 2010. Т. 51, № 4. С. 188–197.
14. Веклич Н. А., Локощенко А. М., Веклич П. Н. Моделирование ресурса деформационной способности материала // ПМТФ. 2007. Т. 48, № 5. С. 183–188.

15. **Локощенко А. М., Шестериков С. А.** Модель длительной прочности с немонотонной зависимостью деформации при разрушении от напряжения // ПМТФ. 1982. № 1. С. 160–163.
16. **Vanshchikova I. A., Gorev B. V., Legan M. A.** Laws of the creep of metallic materials at high temperatures // J. Phys.: Conf. Ser. 2016. V. 754. 082001. DOI: 10.1088/1742-6596/754/8/082001.
17. **Горев Б. В., Банщикова И. А.** О рациональных режимах деформирования металлических материалов в условиях ползучести // Безопасность и мониторинг техногенных и природных систем: Материалы и докл. 6-й Всерос. конф., Красноярск, 18–21 сент. 2018 г. Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2018. С. 165–170.
18. **Локощенко А. М.** Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: Физматлит, 2016.
19. **Stewart C. M., Gordon A. P., Ma Y. W., Neu R. W.** An anisotropic tertiary creep damage constitutive model for anisotropic materials // Intern. J. Pressure Vessels Piping. 2011. V. 88. P. 356–364. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2011.06.010.

*Поступила в редакцию 2/IV 2019 г.,
после доработки — 24/IV 2019 г.
Принята к публикации 29/IV 2019 г.*
