



УДК 519.248:531

Прогнозирование высокотемпературной реологической деформации и длительной прочности вязкопластического материала по образцу-лидеру

В. П. Радченко, Е. А. Афанасьева, М. Н. Саушкин

Самарский государственный технический университет,
Россия, 443100, Самара, ул. Молодогвардейская, 244.

Аннотация

Предложен и реализован метод прогнозирования ползучести и длительной прочности в условиях вязкого механизма разрушения. Вводится предположение, что у материала при нагружении отсутствуют мгновенно-пластическая деформация и первая стадия ползучести, выполняется гипотеза несжимаемости. В разработанном методе показано, что если для заранее испытанного образца (образец-лидер) известны кривая ползучести при постоянном напряжении и время до ее разрушения, то для получения диаграммы реологического деформирования и длительной прочности материала при других уровнях напряжений достаточно знать лишь начальную минимальную скорость деформации ползучести (в начальный момент времени) образцов для этих уровней напряжений.

Выполнена проверка адекватности разработанного метода экспериментальным данным для ряда сплавов в условиях растяжения и кручения образцов. Показано, что результаты прогнозирования не зависят от выбора образца-лидера из ряда образцов, испытанных при различных напряжениях.

Результаты исследования показывают, что с помощью разработанного метода возможно не только прогнозирование кривых ползучести и длительной прочности (в асимптотической постановке), но и оптимальное планирование экспериментальных исследований для получения серии стационарных кривых ползучести при постоянных напряжениях.

Механика деформируемого твердого тела Научная статья

© Коллектив авторов, 2023

© СамГТУ, 2023 (составление, дизайн, макет)

 Контент публикуется на условиях лицензии [Creative Commons Attribution 4.0 International](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ru) (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ru>)

Образец для цитирования

Радченко В. П., Афанасьева Е. А., Саушкин М. Н. Прогнозирование высокотемпературной реологической деформации и длительной прочности вязкопластического материала по образцу-лидеру // *Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки*, 2023. Т. 27, № 2. С. 292–308. EDN: EPOTNP. DOI: 10.14498/vsgtu2001.

Сведения об авторах

Владимир Павлович Радченко  <https://orcid.org/0000-0003-4168-9660>

доктор физико-математических наук, профессор; заведующий кафедрой; каф. прикладной математики и информатики; e-mail: radchenko.vp@samgtu.ru

Елена Андреевна Афанасьева  <https://orcid.org/0000-0001-7815-2723>

аспирант; каф. прикладной математики и информатики; e-mail: afanasieva.ea@samgtu.ru

Михаил Николаевич Саушкин  <https://orcid.org/0000-0002-8260-2609>

кандидат физико-математических наук, доцент; доцент; каф. прикладной математики и информатики; e-mail: saushkin.mn@samgtu.ru

Ключевые слова: прогнозирование, ползучесть, длительная прочность, вязкое разрушение, образец-лидер.

Получение: 1 марта 2023 г. / Исправление: 18 мая 2023 г. /

Принятие: 25 мая 2023 г. / Публикация онлайн: 28 июня 2023 г.

Введение. Проблема прогнозирования неупругой деформации и длительной прочности материалов в условиях ползучести является одной из актуальных задач современного машиностроения при проектировании элементов конструкций, эксплуатируемых в условиях высоких температур, что отмечается в необозримом количестве монографий и публикаций, в частности в [1–13]. Одной из основных задач в области реологического деформирования является разработка феноменологических моделей поведения материалов — уравнений состояния ползучести и длительной прочности. Современное состояние данного научного направления изложено в монографии А. М. Локощенко [7] и его обзоре с соавторами [14]. Феноменологические уравнения состояния реологического деформирования являются основой для решения соответствующих краевых задач, однако построение этих моделей является сложным и трудоемким процессом из-за реализации технически сложного эксперимента при высоких температурах и длительности испытаний. Поэтому на первый план выходит оптимизация экспериментальных исследований для получения кривых стационарной ползучести при постоянных напряжениях, являющихся основой для серии построенных реологических моделей материала.

Разнообразие свойств реологической деформации и характеристик длительной прочности (наличие трех стадий ползучести или их комбинаций меньшей размерности, обратимая деформация при полной разгрузке, существенный разброс деформации ползучести, различные механизмы деформирования и разрушения материала в зависимости от диапазонов изменения температуры и напряжений и другие эффекты) не позволяют построить универсальные теории ползучести и длительной прочности для всех возможных значений температур и напряжений. Более-менее достоверные результаты дают реологические модели, построенные в рамках одного механизма разрушения (вязкого, хрупкого или смешанного) с соответствующими ограничениями на диапазон изменения параметров температурно-силового нагружения.

В настоящей работе рассматривается построение модели ползучести и длительной прочности частного вида в рамках принятия гипотезы вязкого механизма разрушения, которая позволяет получить не только кривую ползучести, но и время до разрушения образцов при различных постоянных напряжениях по экспериментально известной информации о диаграмме деформирования некоторого одиночного образца-лидера (прототипа). Предполагается, что в рамках принятой гипотезы отсутствует упрочнение материала (на кривой деформирования при постоянном напряжении не наблюдается первая стадия ползучести).

1. Метод прогнозирования ползучести и длительной прочности по образцу-лидеру. Метод базируется на возможности по установленным параметрам длительной прочности определять параметры установившейся

ползучести (и наоборот) на основе феноменологической зависимости

$$(\dot{p}_{\min})^k t^* = a, \quad (1)$$

где $\dot{p}_{\min}$ — скорость установившейся ползучести, t^* — время до разрушения, k и a — параметры материала (в частном случае $k = 1$).

Соотношение (1) получено на основе обработки экспериментальных данных для различных материалов [17–20]. Однако оно может быть получено и теоретически из схемы вязкого разрушения. Для этого случая вводятся следующие гипотезы:

- разрушение образца происходит при большом удлинении и сопровождается появлением шейки;
- у материала отсутствует первая стадия ползучести;
- в момент нагружения пренебрегаем мгновенно-упругой и пластической деформацией;
- деформация ползучести по длине образца является однородной вплоть до образования шейки;
- выполняется гипотеза несжимаемости материала.

Исходя из этих гипотез в [2] получена связь между номинальным $\sigma_0 = Q/F_0$ и истинным $\sigma = Q/F$ напряжениями вида

$$\sigma(t) = \sigma_0 \exp[p(t)],$$

где F и F_0 — текущая и первоначальная площади поперечного сечения цилиндрического образца, $Q = \text{const}$ — приложенная к образцу нагрузка, $p = p(t)$ — деформация ползучести. Исходя из степенной зависимости для скорости деформации ползучести

$$\dot{p} = a\sigma^n,$$

a и n — постоянные величины, в [2] получены следующие зависимости:

$$\frac{\sigma(t)}{\sigma_0} = (1 - ant\sigma_0^n)^{-1/n}, \quad p(t) = -\frac{1}{n} \ln |1 - ant\sigma_0^n|. \quad (2)$$

Из (2) следует, что зависимость $p = p(t)$ имеет вертикальную асимптоту. На заключительной стадии деформирования в некоторой точке кривой ползучести при $\sigma_0 = \text{const}$ образуется шейка, и время разрушения $t = t^*$ можно определить, полагая $\sigma(t^*) = \infty$, а значит, и $p(t^*) = \infty$. Тогда из (2) имеем

$$t^*(\sigma_0) = \frac{1}{an\sigma_0^n}. \quad (3)$$

Учитывая, что $a\sigma_0^n$ — значение мгновенной (и минимальной) скорости установившейся ползучести в начальный момент времени ($t = 0$), т.е. $a\sigma_0^n = \dot{p}_0(\sigma_0) = \dot{p}_{\min}$, из (3) находим зависимость

$$\dot{p}_{\min} t^* = n^{-1},$$

которая является частным случаем (1) при $k = 1$. Из (3) следует, что при $\sigma_0 = \text{const}$ эта зависимость описывает диаграмму длительной прочности.

Зависимости (2) и (3) получены в предположении реализации схемы вязкого разрушения в «чистом» виде. В этом случае увеличение истинного напряжения связано лишь с геометрическим уменьшением площади поперечного сечения образца в соответствии с гипотезой несжимаемости материала. Однако при вязком механизме разрушения наблюдается внутризеренное накопление повреждений, которое приводит к дополнительному снижению эффективной площади поперечного сечения, воспринимающего нагрузку. В связи с этим Г. Ф. Лепиным [6] для учета поврежденности была предложена экспериментально обоснованная связь истинного σ и номинального σ_0 напряжений в виде

$$\sigma = \sigma_0 \exp(sp), \quad (4)$$

где $s \geq 1$ — феноменологический параметр, значение которого для некоторых материалов может достигать величины нескольких десятков. Из (3) с учетом (4) получаем зависимости

$$p(t) = -\frac{1}{sn} \ln(1 - anst\sigma_0^n), \quad (5)$$

$$t^*(\sigma_0) = \frac{1}{ans\sigma_0^n}, \quad (6)$$

которые в дальнейшем будем использовать для теоретического обоснования разработанного метода прогнозирования по изделию-лидеру.

Предположим, что экспериментально получена кривая деформирования материала вплоть до момента разрушения для образца-лидера при номинальном напряжении σ_0 . Перепишем (6) в виде

$$t^*(\sigma_0) = \frac{1}{ns\dot{p}_0(\sigma_0)}, \quad (7)$$

где $\dot{p}_0(\sigma_0) = a\sigma_0^n$ — начальная минимальная скорость установившейся ползучести для образца-лидера. Пусть теперь испытывается исследуемый образец при номинальном напряжении σ_1 и зафиксирована его начальная скорость $\dot{p}_0(\sigma_1) = a\sigma_1^n$. Тогда, записывая для этого образца соотношение аналогично (7), для времени разрушения $t_1(\sigma_1)$ получаем

$$t_1(\sigma_1) = t^*(\sigma_0) \frac{\dot{p}_0(\sigma_0)}{\dot{p}_0(\sigma_1)}. \quad (8)$$

Таким образом, если известны начальная скорость ползучести $\dot{p}_0(\sigma_0)$ образца-лидера и время его разрушения, а также начальная скорость исследуемого образца при напряжении σ_1 любой реализации $\dot{p}_0(\sigma_1)$, то время разрушения исследуемого образца можно получить на основании (8).

Покажем, что можно прогнозировать и кривую деформации исследуемого образца при любом напряжении по известной кривой ползучести образца-лидера. Для этого в соотношении (5) необходимо найти зависимость времени от деформации и напряжения:

$$t(p, \sigma_0) = \frac{1 - e^{-nsp}}{ans\sigma_0^n} = \frac{1 - e^{-nsp}}{ns\dot{p}_0(\sigma_0)}. \quad (9)$$

Аналогичная зависимость для номинального напряжения σ_1 исследуемого образца имеет вид

$$t(p, \sigma_1) = \frac{1 - e^{-nsp}}{ns\dot{p}_0(\sigma_1)}. \quad (10)$$

Тогда из (9) и (10) для времени достижения обеими реализациями при напряжениях σ_0 (для образца-лидера) и σ_1 (для исследуемого образца) одного и того же значения деформации ползучести p получаем

$$t(p, \sigma_1) = t(p, \sigma_0) \frac{\dot{p}_0(\sigma_0)}{\dot{p}_0(\sigma_1)}. \quad (11)$$

Таким образом, из (11) следует, что кривая ползучести исследуемого образца при номинальном напряжении σ_1 может быть получена с помощью преобразования подобия из кривой ползучести образца-лидера при номинальном напряжении σ_0 с коэффициентом подобия, равным отношению начальных скоростей деформации образца-лидера и исследуемого образца $\dot{p}_0(\sigma_0)/\dot{p}_0(\sigma_1)$.

2. Проверка адекватности моделей прогнозирования ползучести и длительной прочности материала экспериментальным данным. Для проверки адекватности разработанного метода использовались экспериментальные данные из независимых источников.

2.1. В работе [8] представлена экспериментальная информация по ползучести и длительной прочности коррозионно-стойкого сплава 12X18H10T при температуре 850°C. На рис. 1 сплошными линиями приведены экспериментальные кривые ползучести для четырех уровней напряжения $\sigma_0 = \{40, 50, 60, 80\}$ МПа, осредненные по 6, 7, 6 и 2 реализациям соответственно. Для иллюстрации разработанного метода в качестве образца-лидера использовалась реализация при $\sigma_0 = 40$ МПа (кривая 1). В табл. 1 приведены экспериментальные [8] значения для начальной скорости установившейся ползучести $\dot{p}_0(\sigma_0)$ и времени до разрушения t_1^* для всех четырех уровней номинального напряжения σ_0 . С использованием этих экспериментальных значений по формуле (8) получены значения времени до разрушения t_2^* по разработанной методике (см. табл. 1). Для сравнения в табл. 1 приведены расчетные значения времени до разрушения t_3^* по модели авторов [8].

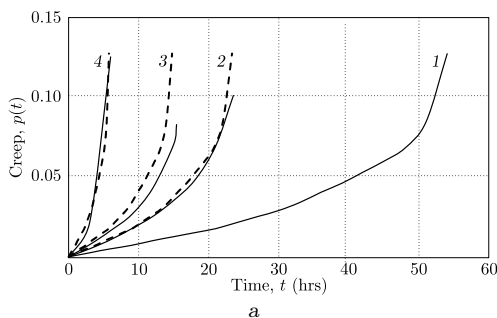


Рис. 1. Экспериментальные (сплошные линии) [8] и расчетные (штриховые линии) кривые ползучести коррозионно-стойкого сплава 12X18H10T при температуре 850°C, построенные по образцу-лидеру (линия 1); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 40 МПа; 2 — 50 МПа; 3 — 60 МПа; 4 — 80 МПа

[Figure. 1. Experimental (solid lines) [8] and calculated (dashed lines) creep curves of the corrosion-resistant 12Kh18N10T alloy at a temperature of 850°C constructed based on the leader sample (line 1); markers (nominal stresses): 1 — 40 MPa; 2 — 50 MPa; 3 — 60 MPa; 4 — 80 MPa]

Таблица 1

Значения длительной прочности сплава 12X18H10T при температуре 850 °C
 [Values of the long-term strength of the 12Kh18N10T alloy at a temperature of 850 °C]

σ_0 , МПа	Experimental data [8]		Calculated data			
	$\dot{p}_0(\sigma_0)$, h ⁻¹	t_1^* , h	t_2^* , h	t_3^* , h	Δ_2 , %	Δ_3 , %
40	0.00082	54.0	54.0	51.0	—	5.6
50	0.0019	23.5	23.3	25.2	0.85	7.2
60	0.0030	15.4	14.8	14.1	3.9	8.4
80	0.0077	6.0	5.75	5.7	4.2	5.0

В двух последних столбцах табл. 1 приведены значения относительных погрешностей Δ_2 и Δ_3 (%), вычисленных по формуле

$$\Delta_i = \left| \frac{t_i^* - t_1^*}{t_1^*} \right| \cdot 100 \%, \quad i = 2, 3 \quad (12)$$

для моделей (12) и модели авторов [8] соответственно. Согласно этим данным, погрешность вычисления времени до разрушения по модели (8) для стационарных кривых ползучести меньше, чем по более сложной модели [8].

На рис. 1 штриховыми линиями показаны расчетные зависимости для деформации ползучести, полученные на основании (11), при этом использовались лишь экспериментальные данные для образца-лидера (линия 1) и начальные скорости деформации ползучести для остальных реализаций (линии 2–4).

2.2. В работе [16] приведены экспериментальные данные по деформации ползучести титанового сплава при температуре 600 °C (представлены на рис. 2 сплошными линиями). По ним определялись начальные скорости деформации ползучести $\dot{p}_0$ (σ_0) и время до разрушения t_1^* , значения которых приведены в табл. 2. С целью вариативности разработанного подхода для одних и тех же экспериментальных данных использовались различные реализации в качестве образца-лидера: на рис. 2, а в качестве образца-лидера использовался образец 3, а на рис. 2, б — образец 1. На рис. 2 штриховыми линиями пока-

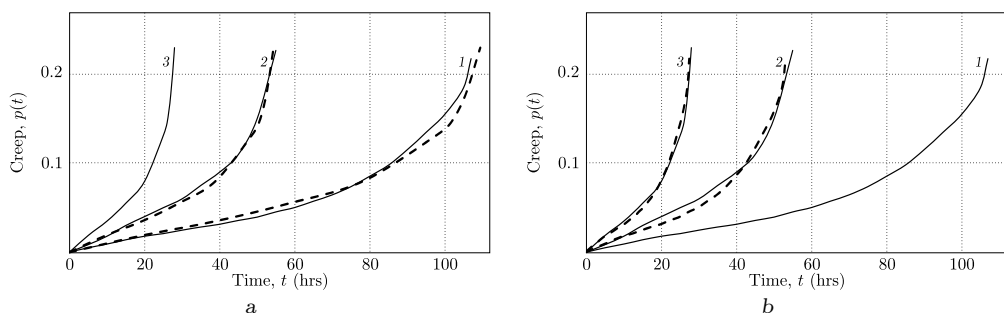


Рис. 2. Экспериментальные (сплошные линии) [16] и расчетные (штриховые линии) кривые ползучести титанового сплава при температуре 600 °C, построенные по образцу-лидеру 3 (а) и образцу-лидеру 1 (б); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 300 МПа; 2 — 350 МПа; 3 — 400 МПа

[Figure. 2. Experimental (solid lines) [16] and calculated (dashed lines) creep curves of a titanium alloy at a temperature of 600 °C constructed based on the leader sample 3 (a) and the leader sample 1 (b); markers (nominal stresses): 1 — 300 МПа; 2 — 350 МПа; 3 — 400 МПа]

Таблица 2

Значения длительной прочности титанового сплава при температуре 600 °C
 [Values of the long-term strength of titanium alloy at a temperature of 600 °C]

σ_0 , МПа	$\dot{p}_0(\sigma_0)$, h^{-1}	t_1^* , h	the leader sample 3		the leader sample 1	
			t_2^* , h	Δ_2 , %	t_2^* , h	Δ_2 , %
300	0.00059	107	109.2	2.1	107	—
350	0.0012	55	53.7	2.4	52.6	4.4
400	0.0023	28	28	—	27.4	2.1

заны расчетные зависимости для деформации ползучести по формуле (11), а в табл. 2 приведены расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) и погрешности Δ_2 величины t_2^* относительно экспериментального значения t_1^* в соответствии с (12). Из представленных на рис. 2 и в табл. 2 данных следует, что результаты расчетов по (8) и (11) практически не зависят от выбора образца-лидера.

2.3. Применим разработанный подход к экспериментальным данным [9] по ползучести для образцов при одноосном растяжении (рис. 3, а) и кручении (рис. 3, б). В работе [9] диаграммы деформирования представлены в координатах «время – удельная работа напряжений на деформациях», т.е. по оси абсцисс на рис. 3 приведены значения работы $A(t) = \int_0^t \sigma_{ij} dp_{ij}$. Поэтому формальное применение основных расчетных соотношений (8) и (11) в данном случае сводится к замене начальных скоростей деформации $\dot{p}_0$ на начальные значения скорости $\dot{A}_0$ (фактически – удельной мощности) в начальный момент времени ($t = 0$). В качестве образца-лидера в данном случае рассматривается реализация при номинальном напряжении $\sigma_0 = 70$ МПа (линия 4 на рис. 3, а).

С использованием экспериментальных данных, представленных на рис. 3, вычислены начальные скорости $\dot{A}_0$ для обоих видов нагружения, значения

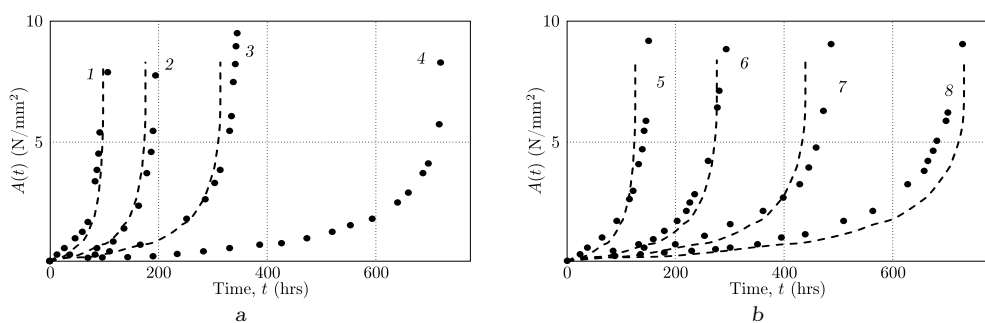


Рис. 3. Экспериментальные (точки) [9] и расчетные (штриховые линии) диаграммы для удельной работы напряжений на деформациях ползучести сплава Д16Т при температуре 250 °C, построенные по образцу-лидеру (линия 4) в условиях одноосного растяжения (а) и кручения (б); маркеры (номинальные напряжения): 1 – 100 МПа; 2 – 90 МПа; 3 – 80 МПа; 4 – 70 МПа; 5 – 46.2 МПа; 6 – 40.5 МПа; 7 – 37.0 МПа; 8 – 34.6 МПа

[Figure. 3. Experimental (points) [9] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of D16T alloy at a temperature of 250 °C constructed based on the leader sample (line 4) under conditions of uniaxial tension (a) and torsion (b); markers (nominal stresses): 1 – 100 МПа; 2 – 90 МПа; 3 – 80 МПа; 4 – 70 МПа; 5 – 46.2 МПа; 6 – 40.5 МПа; 7 – 37.0 МПа; 8 – 34.6 МПа]

Таблица 3

Значения длительной прочности сплава Д16Т при температуре 250 °С
 [Values of the long-term strength of D16T alloy at a temperature of 250 °C]

Uniaxial tension				
σ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, (N/mm ²) · h	t_1^* , h	t_2^* , h	Δ_2 , %
70	$1.65 \cdot 10^{-3}$	719	719	—
80	$3.78 \cdot 10^{-3}$	345	314	9.0
90	$6.74 \cdot 10^{-3}$	195	176	9.7
100	$1.21 \cdot 10^{-2}$	107	98	8.4
Torsion				
τ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, (N/mm ²) · h	t_1^* , h	t_2^* , h	Δ_2 , %
34.6	$1.62 \cdot 10^{-3}$	730	732.3	0.3
37.0	$2.7 \cdot 10^{-3}$	487	439.4	9.8
40.5	$4.3 \cdot 10^{-3}$	293	276	5.8
46.2	$9.46 \cdot 10^{-3}$	150	125.4	16.4

которых приведены в табл. 3. Расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) с соответствующей заменой $\dot{\rho}_0$ (для случая растяжения) и $\dot{\tau}_0$ (для случая сжатия) на $\dot{A}_0$ даны для всех вариантов при различных постоянных значениях номинальных растягивающих и касательных напряжений в табл. 3. Здесь же представлены и относительные погрешности Δt_2 (%) отклонения расчетных данных t_2^* от экспериментальных t_1^* . Штриховыми линиями на рис. 3 показаны расчетные диаграммы для работы $A = A(t)$, полученные с использованием (11).

Из приведенного примера следует, что прогнозирование по одному образцу-лидеру возможно и для разных видов напряженного состояния. В целом здесь наблюдается хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных как для длительной прочности, так и для диаграмм деформирования.

2.4. В работе [9] приведены экспериментальные диаграммы деформирования титанового сплава ВТ-9 при температуре 600 °С, представленные на рис. 4. В качестве образцов-лидеров рассматриваются реализации при номинальных напряжениях $\sigma_0 = 250$ МПа (линия 3 на рис. 4, а) и $\sigma_0 = 450$ МПа (линия 1 на рис. 4, б).

С использованием экспериментальных данных, представленных на рис. 4, вычислены начальные скорости $\dot{A}_0$, значения которых приведены в табл. 4. Расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) с соответствующей заменой $\dot{\rho}_0$ на $\dot{A}_0$ даны для всех вариантов в табл. 4. Здесь же представлены и относительные погрешности Δt_2 (%) отклонения расчетных данных t_2^* от экспериментальных t_1^* . Штриховыми линиями на рис. 4 показаны расчетные диаграммы для работы $A = A(t)$, полученные с использованием (11).

Как следует из приведенного примера, прогнозирование по одному образцу-лидеру возможно и для разных видов напряженного состояния. В целом здесь наблюдается хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных как для длительной прочности, так и для диаграмм деформирования.

2.5. Рассмотрим теперь диаграммы испытаний на ползучесть для сплава ОТ-4 при температуре 550 °С [9], представленные на рис. 5. В табл. 5 приве-

дены расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) и погрешности Δ_2 величины t_2^* относительно экспериментального значения t_1^* в соответствии с (12). Из приведенных данных следует, что результаты расчетов по (8) и (11) практически не зависят от выбора образца-лидера.

2.6. Рассмотрим экспериментальные данные [9], представленные в виде диаграмм деформирования титанового сплава ВТ-5 при температурах 450 °С и 550 °С на рис. 6.

С использованием экспериментальных данных, представленных на рис. 6, вычислены начальные скорости $\dot{A}_0$, значения которых приведены в табл. 6. Расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) с соответствующей заменой $\dot{p}_0$ на $\dot{A}_0$ даны для всех вариантов в табл. 6. Здесь же представлены и относительные погрешности Δt_2 (%) отклонения расчетных данных t_2^* от экспериментальных t_1^* . Для сравнения в табл. 6 приведены расчетные значения времени до разрушения t_3^* по модели, предложенной в [9], и относительные погрешности Δt_3 (%) отклонения расчетных данных t_3^* от экспериментальных t_1^* . Штриховыми линиями на рис. 6 показаны расчетные диаграммы для работы $A = A(t)$, полученные с использованием (11).

2.7. Рассмотрим диаграммы испытаний на ползучесть сплава 09Г2С [21], представленные на рис. 7–9. По диаграммам определялись начальные скорости деформации ползучести $\dot{p}_0$ (σ_0) и время до разрушения t_1^* , значения которых приведены в табл. 7. С целью вариативности разработанного подхода для одних и тех же экспериментальных данных использовались различные реализации в качестве образца-лидера: на рис. 7, а, 8, а и 9, а в качестве образца-лидера использовался образец 1, а на рис. 7, б, 8, б и 9, б — образец 2. На рис. 7–9 штриховыми линиями показаны расчетные зависимости для деформации ползучести по формуле (1), а в табл. 7 приведены расчетные значения времени разрушения t_2^* по (8) и погрешности Δ_2 величины t_2^* относительно экспериментального значения t_1^* в соответствии с (12). Из представленных на рис. 7–9 и в табл. 7 данных следует, что результаты расчетов по (8) и (11) также практически не зависят от выбора образца-лидера.

Заключение. Таким образом, разработан метод прогнозирования кривых стационарной ползучести и времени разрушения материала для исследуемых образцов по начальной (минимальной) скорости ползучести на начальном участке деформирования исследуемых образцов и известной кривой ползучести образца-лидера в условиях механизма вязкого разрушения. Проведена проверка адекватности моделей на экспериментальных данных из независимых источников в широком диапазоне материалов и параметров температурно-силового нагружения.

Коснемся прикладных вопросов применимости полученных в работе результатов к планированию экспериментальных исследований по получению информации о стационарных кривых ползучести. Строго говоря, все результаты данной статьи применимы лишь в рамках реологического вязкопластического деформирования материала (гипотеза вязкого разрушения) при выполнении сформулированных выше ограничений. Одним из «диагностических» признаков можно считать отсутствие первой стадии ползучести. Тогда, если имеется экспериментальная кривая ползучести образца-лидера (при известном номинальном значении напряжения σ_0), то, измерив начальную скорость деформации ползучести конкретного исследуемого образца при другом

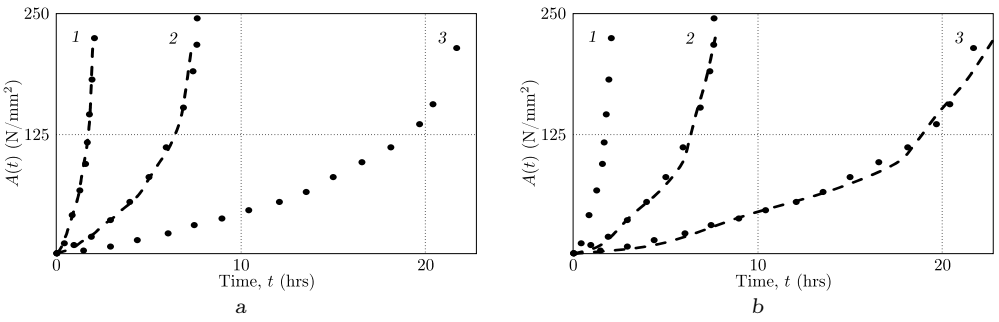


Рис. 4. Экспериментальные (точки) [9] и расчетные (штриховые линии) диаграммы для удельной работы напряжений на деформациях ползучести сплава ВТ-9 при температуре 600 °С, построенные по образцу-лидеру 3 (а) и образцу-лидеру 1 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 450 МПа; 2 — 350 МПа; 3 — 250 МПа

[Figure. 4. Experimental (points) [9] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of VT-9 alloy at a temperature of 600 °С constructed based on the leader sample 3 (a) and the leader sample 1 (b); markers (nominal stresses): 1 — 450 МПа; 2 — 350 МПа; 3 — 250 МПа]

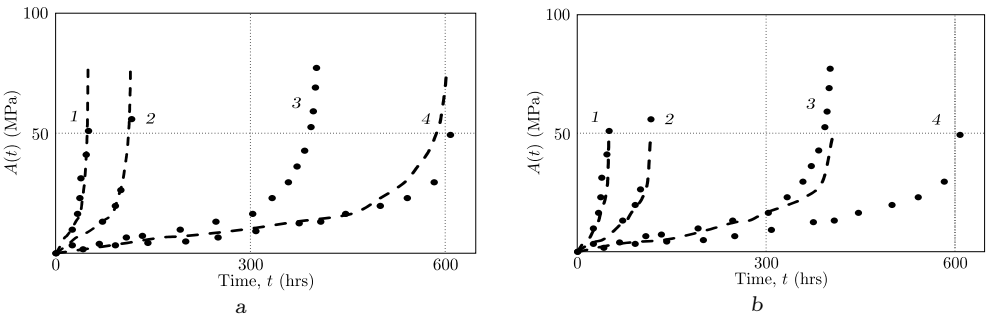


Рис. 5. Экспериментальные (точки) [9] и расчетные (штриховые линии) диаграммы для удельной работы напряжений на деформациях ползучести сплава ОТ-4 при температуре 550 °С, построенные по образцу-лидеру 3 (а) и по образцу-лидеру 4 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 80 МПа; 2 — 60 МПа; 3 — 50 МПа; 4 — 40 МПа

[Figure. 5. Experimental (points) [9] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of OT-4 alloy at a temperature of 550 °С constructed based on the leader sample 3 (a) and the leader sample 4 (b); markers (nominal stresses): 1 — 80 МПа; 2 — 60 МПа; 3 — 50 МПа; 3 — 40 МПа]

Таблица 4

Значения длительной прочности сплава ВТ-9 при температуре 600 °С
[Values of the long-term strength of VT-9 alloy at a temperature of 600 °С]

σ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, (N/mm ²) · h	t_1^* , h	the leader sample 3		the leader sample 1	
			t_2^* , h	Δ_2 , %	t_2^* , h	Δ_2 , %
250	3.07	21.7	22.8	5.1	21.7	—
350	9.11	7.6	7.7	1.3	7.3	3.95
450	34.2	2.05	2.05	—	1.95	4.88

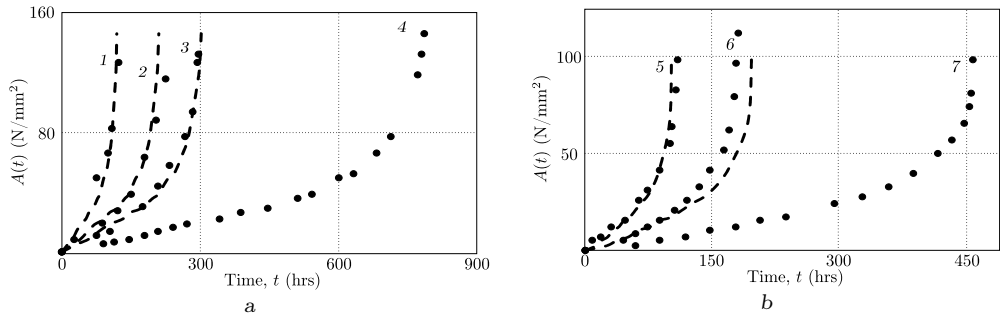


Рис. 6. Экспериментальные (точки) [9] и расчетные (штриховые линии) диаграммы для удельной работы напряжений на деформациях ползучести сплава ВТ-5 при температуре 450°С, построенные по образцу-лидеру 4 (а), и при температуре 550°С, построенные по образцу-лидеру 7 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 – 370 МПа; 2 – 350 МПа; 3 – 330 МПа; 4 – 300 МПа; 5 – 150 МПа; 6 – 130 МПа; 7 – 110 МПа

[Figure. 6. Experimental (points) [9] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of VT-5 alloy at a temperature of 450°С constructed based on the leader sample 4 (a) and at a temperature of 550°С on the leader sample 7 (b); markers (nominal stresses): 1 – 370 MPa; 2 – 350 MPa; 3 – 330 MPa; 4 – 300 MPa; 5 – 150 MPa; 6 – 130 MPa; 7 – 110 MPa]

Таблица 5

Значения длительной прочности сплава ОТ-4 при температуре 550°С [Values of the long-term strength of the OT-4 alloy at a temperature of 550°С]						
σ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, МПа · h	t_1^* , h	the leader sample 3		the leader sample 4	
			t_2^* , h	Δ_2 , %	t_2^* , h	Δ_2 , %
40	0.0189	608.3	601.5	1.12	608.3	–
50	0.0283	401.7	401.7	–	406.2	1.12
60	0.099	116.7	114.8	1.6	116.1	0.51
80	0.23	50	49.4	1.2	50	0

Таблица 6

Значения длительной прочности сплава ВТ-5 при различных температурах [Values of the long-term strength of VT-5 alloy at various temperatures]							
T , °С	σ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, (N/mm ²) · h	t_1^* , h	t_2^* , h	Δ_2 , %	t_3^* , h	Δ_3 , %
450	300	0.05	785	785	–	777	1.02
450	330	0.13	296	302	2.03	335	13.17
450	350	0.187	225	210	6.67	192	14.67
450	370	0.33	123	119	3.25	123	–
550	110	0.06	460	460	–	471	2.39
550	130	0.14	182	197	8.24	229	25.82
550	150	0.27	110	102	7.27	104	5.45

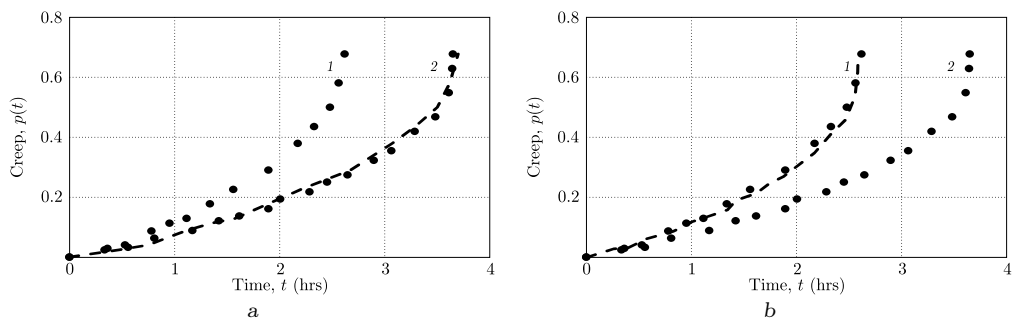


Рис. 7. Экспериментальные (точки) [21] и расчетные (штриховые линии) кривые ползучести сплава 09Г2С при температуре 700 °С, построенные по образцу-лидеру 1 (а) и по образцу-лидеру 2 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 69.67 МПа; 2 — 58.86 МПа

[Figure. 7. Experimental (points) [21] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of 09G2S alloy at a temperature of 700 °С constructed based on the leader sample a (a) and the leader sample 2 (b); markers (nominal stresses): 1 — 69.67 MPa; 2 — 58.86 MPa]

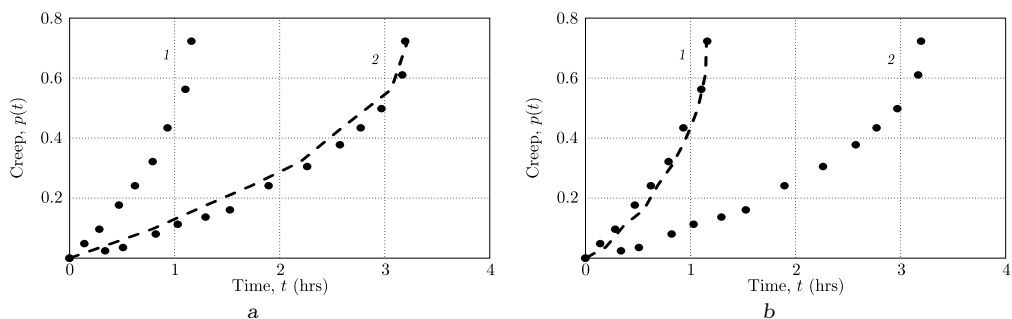


Рис. 8. Экспериментальные (точки) [21] и расчетные (штриховые линии) кривые ползучести сплава 09Г2С при температуре 730 °С, построенные по образцу-лидеру 1 (а) и по образцу-лидеру 2 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 58.86 МПа; 2 — 49.05 МПа

[Figure. 8. Experimental (points) [21] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of 09G2S alloy at a temperature of 730 °С constructed based on the leader sample a (a) and the leader sample 2 (b); markers (nominal stresses): 1 — 58.86 MPa; 2 — 49.05 MPa]

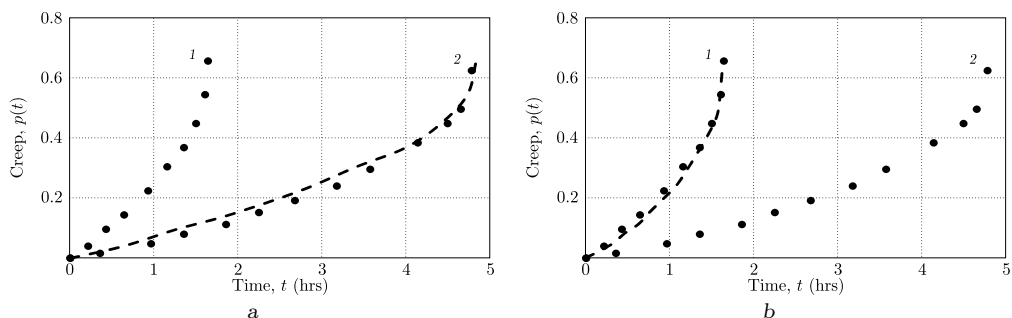


Рис. 9. Экспериментальные (точки) [21] и расчетные (штриховые линии) кривые ползучести сплава 09Г2С при температуре 750 °С, построенные по образцу-лидеру 1 (а) и по образцу-лидеру 2 (b); маркеры (номинальные напряжения): 1 — 49.05 МПа; 2 — 38.24 МПа

[Figure. 9. Experimental (points) [21] and calculated (dashed lines) diagrams for specific work of stresses on creep deformations of 09G2S alloy at a temperature of 750 °С constructed based on the leader sample a (a) and the leader sample 2 (b); markers (nominal stresses): 1 — 49.05 MPa; 2 — 38.24 MPa]

Таблица 7

Значения длительной прочности сплава 09Г2С при различных температурах
[Values of the long-term strength of the 09G2S alloy at various temperatures]

T, °C	σ_0 , МПа	$\dot{A}_0$, МПа · h	t_1^* , h	the leader sample 1		the leader sample 2	
				t_2^* , h	Δ_2 , %	t_2^* , h	Δ_2 , %
700	69.67	0.075	2.61	2.61	–	2.57	1.5
700	58.86	0.053	3.64	3.69	1.37	3.64	–
730	58.86	0.195	1.14	1.14	–	1.13	0.88
730	49.05	0.070	3.14	3.18	1.27	3.14	–
750	49.05	0.088	1.64	1.64	–	1.63	0.61
750	39.24	0.030	4.79	4.81	0.42	4.79	–

значении напряжения, можно спрогнозировать и кривую ползучести, и время до его разрушения. Эта информация позволяет оптимальным образом планировать «загрузку» испытательного оборудования, что важно в силу длительности и технической сложности экспериментальных исследований в области высокотемпературной ползучести.

Конкурирующие интересы. Конфликта интересов в отношении авторства и публикации этой статьи нет.

Авторский вклад и ответственность. Все авторы принимали участие в разработке концепции статьи и в написании рукописи. Авторы несут полную ответственность за предоставление окончательной рукописи в печать. Окончательная версия рукописи была одобрена всеми авторами.

Финансирование. Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (тема № FSSE-2023-0003) в рамках государственного задания Самарского государственного технического университета.

Библиографический список

1. Качанов Л. М. *Теория ползучести*. М.: Физматлит, 1960. 455 с.
2. Работнов Ю. Н. *Ползучесть элементов конструкций*. М.: Наука, 1966. 752 с.
3. Гольденблат И. И., Баженов В. Л., Копнов В. А. *Длительная прочность в машиностроении*. М.: Машиностроение, 1977. 246 с.
4. Никитенко А. Ф. *Ползучесть и длительная прочность металлических материалов*. Новосибирск: НГАСУ, 1997. 278 с.
5. Радченко В. П., Еремин Ю. А. *Реологическое деформирование и разрушение материалов и элементов конструкций*. М.: Машиностроение-1, 2004. 264 с. EDN: QNATSX.
6. Ленин Г. Ф. *Ползучесть металлов и критерии жаропрочности*. М.: Металлургия, 1976. 344 с.
7. Локощенко А. М. *Ползучесть и длительная прочность металлов*. М.: Физматлит, 2016. 489 с.
8. *Закономерности ползучести и длительной прочности* / ред. С. А. Шестериков. М.: Машиностроение, 1983. 102 с.
9. Соснин О. В., Горев Б. В., Никитенко А. Ф. *Энергетический вариант теории ползучести*. Новосибирск: ИГиЛ СО РАН, 1986. 95 с.
10. Loktionov V., Lyubashevskaya I., Terentyev E. The regularities of creep deformation and failure of the VVER's pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A in air and argon at temperature range 500–900 °C // *Nucl. Mat. Energy*, 2021. vol. 28, 101019. EDN: YNXXTF. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nme.2021.101019>.

11. Loktionov V., Lyubashevskaya I., Sosnin O., Terentyev E. Short-term strength properties and features of high-temperature deformation of VVER reactor pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A within the temperature range 20–1200 °C // *Nucl. Eng. Des.*, 2019. vol. 352, 110188. EDN: LATTSR. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.110188>.
12. Банщикова И. А., Никитенко А.Ф. Ползучесть осесимметрично нагруженных пластин с учетом накопления повреждений в их материале // *ПМТФ*, 2006. Т. 47, № 5. С. 157–168. EDN: NXKWMТ.
13. Никитенко А. Ф., Любашевская И. В. Долговечность сосудов высокого давления // *ПМТФ*, 2007. Т. 48, № 5. С. 173–182. EDN: ONMFXH.
14. Локощенко А. М., Фомин Л. В., Терауд В. В., Басалов Ю. Г., Агабабян В. С. Ползучесть и длительная прочность металлов при нестационарных сложных напряженных состояниях (обзор) // *Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки*, 2020. Т. 24, № 2. С. 275–318. EDN: OQCCVC. DOI: <https://doi.org/10.14498/vsgtu1765>.
15. Robinson E. L. Effect of temperature variation on the long-time rupture strength of steels // *Trans. ASME*, 1952. vol. 74, no. 5. pp. 777–780. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4015916>.
16. Omprakash C. M., Kumar A., Srivathsa B., Satyanarayana D. V. V. Prediction of creep curves of high temperature alloys using θ -projection concept // *Procedia Engineering*, 2013. vol. 55. pp. 756–759. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.03.327>.
17. Lundin C. D., Aronson A. H., Jackman L. A., Clough W. R. Very-short-time, very-high-temperature creep rupture of type 347 stainless steel and correlation of data // *J. Basic Eng.*, 1969. vol. 91, no. 1. pp. 32–38. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.3571023>.
18. Hoff N. J. The necking and the rupture of rods subjected to constant tensile loads // *J. Appl. Mech.*, 1953. vol. 20, no. 1. pp. 105–108. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4010601>.
19. Можаровская Т. Н. О зависимости времени до разрушения при длительном нагружении в условиях плоского напряженного состояния от минимальной скорости деформаций ползучести // *Пробл. прочн.*, 1982. № 12. С. 51–54.
20. Волков И. А., Коротких Ю. Г. *Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями*. М.: Физматлит, 2008. 424 с. EDN: RYRTNT.
21. Бойко С.В. *Моделирование формообразования элементов конструкций в условиях нестационарной ползучести*: Дис. ... канд. физ.-мат. наук: 01.02.04. Новосибирск: ИГиЛ СО РАН, 2020. 133 с.

MSC: 74S60

Predicting high-temperature rheological deformation and long-term strength of a viscoplastic material using a leader sample

V. P. Radchenko, E. A. Afanaseva, M. N. Saushkin

Samara State Technical University,

244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation.

Abstract

A method for predicting creep and long-term strength in conditions of viscous failure mechanism has been proposed and implemented. It is assumed that when the material is loaded, there is no instant plastic deformation or the first stage of creep, and the hypothesis of incompressibility is satisfied. In the developed method, it is shown that if the creep curve under constant stress and the time to failure are known for a pre-tested sample (leader sample), then to obtain the rheological deformation diagram and long-term strength of the material at other stress levels, it is sufficient to know only the initial minimum creep deformation rate (at the initial moment of time) for the samples at these stress levels.

The adequacy of the developed method to experimental data for a range of alloys under conditions of tension and torsion of samples has been tested. It has been shown that the prediction results do not depend on the choice of a leader sample from the series of samples tested at different stress levels.

The research results demonstrate that the developed method allows not only predicting creep curves and long-term strength (in the asymptotic formulation), but also optimizing the planning of experimental studies to obtain a series of steady-state creep curves under constant stresses.

Mechanics of Solids

Research Article

© Authors, 2023

© Samara State Technical University, 2023 (Compilation, Design, and Layout)

 The content is published under the terms of the [Creative Commons Attribution 4.0 International License](http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/) (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)

Please cite this article in press as:

Radchenko V. P., Afanaseva E. A., Saushkin M. N. Predicting high-temperature rheological deformation and long-term strength of a viscoplastic material using a leader sample, *Vestn. Samar. Gos. Tekhn. Univ., Ser. Fiz.-Mat. Nauki* [J. Samara State Tech. Univ., Ser. Phys. Math. Sci.], 2023, vol. 27, no. 2, pp. 292–308. EDN: [EP0TNP](https://doi.org/10.14498/vsgtu2001). DOI: [10.14498/vsgtu2001](https://doi.org/10.14498/vsgtu2001) (In Russian).

Authors' Details:

Vladimir P. Radchenko  <https://orcid.org/0000-0003-4168-9660>Dr. Phys. & Math. Sci., Professor; Head of Dept; Dept. of Applied Mathematics & Computer Science; e-mail: radchenko.vp@samgtu.ru*Elena A. Afanaseva*  <https://orcid.org/0000-0001-7815-2723>Postgraduate Student; Dept. of Applied Mathematics & Computer Science; e-mail: afanasieva.ea@samgtu.ru*Mikhail N. Saushkin*  <https://orcid.org/0000-0002-8260-2069>Cand. Phys. & Math. Sci.; Associate Professor; Dept. of Applied Mathematics & Computer Science; e-mail: saushkin.mn@samgtu.ru

Keywords: prediction, creep, long-term strength, viscous fracture, leader sample.

Received: 1st March, 2023 / Revised: 18th May, 2023 /

Accepted: 25th May, 2023 / First online: 28th June, 2023

Competing interests. We do not have any conflict of interest regarding the authorship and publication of this article.

Authors' contributions and responsibilities. All authors participated in the development of the article's concept and in writing the manuscript. Authors bear full responsibility for submitting the final manuscript for publication. The final version of the manuscript was approved by all authors.

Funding. This work was supported by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (project no. FSSE-2023-000) under the state order of the Samara State Technical University.

References

1. Kachanov L. M. *Teoriia polzuchesti* [Creep Theory]. Moscow, Fizmatlit, 1960, 455 pp. (In Russian)
2. Rabotnov Yu. N. *Creep Problems in Structural Members*, North-Holland Series in Applied Mathematics and Mechanics, vol. 7. Amsterdam, London, North-Holland Publ., 1969, xiv+822 pp.
3. Gol'denblat I. I., Bazhenov V. L., Kopnov V. A. *Dlitel'naia prochnost' v mashinostroenii* [Long-Term Strength in Machine Building]. Moscow, Mashinostroenie, 1977, 246 pp. (In Russian)
4. Nikitenko A. F. *Polzuchest' i dlitel'naia prochnost' metallicheskih materialov* [Creep and Long-Term Strength of Metallic Materials]. Novosibirsk, NGASU, 1997, 278 pp. (In Russian)
5. Radchenko V. P., Eremin Yu. A. *Reologicheskoe deformirovanie i razrushenie materialov i elementov konstruktssii* [Rheological Deformation and Fracture of Materials and Structural Elements]. Moscow, Mashinostroenie-1, 2004, 264 pp. (In Russian). EDN: [QNATSX](#)
6. Lepin G. F. *Polzuchest' metallov i kriterii zharoprochnosti* [Creep of Metals and Heat-Resistance Criteria]. Moscow, Metallurgiya, 1976, 344 pp. (In Russian)
7. Lokoshchenko A. M. *Creep and Long-Term Strength of Metals*. Boca, Raton, CRC Press, 2018, xviii+545 pp. EDN: [YKQNZJ](#). DOI: <https://doi.org/10.1201/b22242>.
8. *Zakonomernosti polzuchesti i dlitel'noi prochnosti* [Regularities of Creep and Long-Term Strength], ed. S. A. Shesterikov. Moscow, Mashinostroenie, 1983, 102 pp. (In Russian)
9. Sosnin O. V., Gorev B. V., Nikitenko A. F. *Energeticheskii variant teorii polzuchesti* [Energy Variant of Theory of Creep]. Novosibirsk, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics, 1986, 95 pp. (In Russian)
10. Loktionov V., Lyubashevskaya I., Terentyev E. The regularities of creep deformation and failure of the VVER's pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A in air and argon at temperature range 500–900 °C, *Nucl. Mat. Energy*, 2021, vol. 28, 101019. EDN: [YNXXTF](#). DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nme.2021.101019>.
11. Loktionov V., Lyubashevskaya I., Sosnin O., Terentyev E. Short-term strength properties and features of high-temperature deformation of VVER reactor pressure vessel steel 15Kh2NMFA-A within the temperature range 20–1200 °C, *Nucl. Eng. Des.*, 2019, vol. 352, 110188. EDN: [LATTSR](#). DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.110188>.
12. Banshchikova I. A., Nikitenko A. F. Creep of axisymmetrically loaded plates with allowance for damage accumulation in their material, *J. Appl. Mech. Tech. Phys.*, 2006, vol. 47, no. 5, pp. 747–756. EDN: [KGLJUZ](#). DOI: <https://doi.org/10.1007/s10808-006-0111-3>.

13. Nikitenko A. F., Lyubashevskaya I. V. Service life of pressurized vessels, *J. Appl. Mech. Tech. Phys.*, 2007, vol. 48, no. 5, pp. 766–773. EDN: LKOBVH. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10808-007-0099-3>.
14. Lokoshchenko A. M., Fomin L. V., Teraud W. V., Basalov Yu. G., Agababyan V. S. Creep and long-term strength of metals under unsteady complex stress states (Review), *Vestn. Samar. Gos. Tekhn. Univ., Ser. Fiz.-Mat. Nauki* [J. Samara State Tech. Univ., Ser. Phys. Math. Sci.], 2020, vol. 24, no. 2, pp. 275–318 (In Russian). EDN: OQCCVC. DOI: <https://doi.org/10.14498/vsgtu1765>.
15. Robinson E. L. Effect of temperature variation on the long-time rupture strength of steels, *Trans. ASME*, 1952, vol. 74, no. 5, pp. 777–780. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4015916>.
16. Omprakash C. M., Kumar A., Srivathsa B., Satyanarayana D. V. V. Prediction of creep curves of high temperature alloys using θ -projection concept, *Procedia Engineering*, 2013, vol. 55, pp. 756–759. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.03.327>.
17. Lundin C. D., Aronson A. H., Jackman L. A., Clough W. R. Very-short-time, very-high-temperature creep rupture of type 347 stainless steel and correlation of data, *J. Basic Eng.*, 1969, vol. 91, no. 1, pp. 32–38. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.3571023>.
18. Hoff N. J. The necking and the rupture of rods subjected to constant tensile loads, *J. Appl. Mech.*, 1953, vol. 20, no. 1, pp. 105–108. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4010601>.
19. Mozharovskaya T. N. Relationship of the time until failure in long-term loading under conditions of the plane stressed state to the minimum rate of creep deformations, *Strength Mater.*, 1982, vol. 14, no. 12, pp. 1635–1639. EDN: XLUTEH. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF00768650>.
20. Volkov I. A., Korotkikh Yu. G. *Uravneniia sostoiianiia viazkouprugoplasticheskikh sred s povrezhdeniiami* [Equations of State for Viscoelastic-Plastic Media with Damage]. Moscow, Fizmatlit, 2008, 424 pp. (In Russian). EDN: RYRTNT
21. Boyko S.V. *Modeling the Formation of Structural Elements under Unsteady Creep Conditions*, Thesis of Dissertation (Cand. Phys. & Math. Sci.). Novosibirsk, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics, 133 pp. (In Russian)