УДК 539.4

Прогнозирование ползучести и длительной прочности металлических материалов на сроки службы до 300000 ч и более

В. В. Кривенюк

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Акцентируется внимание на существенном замедлении развития прогнозирования ползучести и длительной прочности металлических материалов при больших длительностях высокотемпературного нагружения из-за использования значительных упрощений при уточнении расчетных уравнений. Обосновывается возможность улучшения положения на основе специальной систематизации известных экспериментальных данных и повышения степени детализации особенностей деформирования и разупрочнения исследуемых материалов.

Ключевые слова: ползучесть, длительная прочность, параметрические методы, базовые диаграммы, упрочнение, временное разупрочнение.

Можно считать справедливым утверждение, что теоретические основы решения задачи прогнозирования ползучести и длительной прочности жаропрочных металлических материалов достаточно хорошо разработаны. Известно довольно большое число уравнений ползучести и длительной прочности [1–5], которые применяются для решения рассматриваемой задачи. Однако сроки службы и соответственно сложность прогнозирования работоспособности оборудования тепловой энергетики и других отраслей техники настолько увеличились, что, по-видимому, сформировавшиеся основы решения задачи прогнозирования должны принципиально пересматриваться.

Объем лабораторных экспериментальных исследований большой длительности для необходимого уточнения возможностей применяемых уравнений ползучести и длительной прочности оказался недостаточным. Кроме того, разработка многих уравнений, которые могли бы быть использованы для решения данной задачи, проводилась на основании существенных упрощений, последствия которых, как показали дальнейшие исследования, тщательно не проверялись.

Например, разработка параметрических методов [6–8] определила главное направление в развитии методов прогнозирования длительной прочности, которое и в настоящее время является доминирующим. Принципиальная особенность наиболее широко используемых методов Ларсона–Миллера [6] и Орра–Шерби–Дорна [8] заключается в предположении температурно-временной независимости основных параметров – постоянной C и активационного параметра Q соответственно. В табл. 1 приведены примеры, не подтверждающие предположение о постоянстве рассмотренных параметров. Подобные результаты исследований свидетельствуют, что при переходе к прогнозированию ползучести и длительной прочности на большие сроки службы должен проводиться довольно тщательный систематический анализ экспериментальных данных с целью обоснования оправданности упрощений и уточнения границ применимости параметрических методов.

Т а б л и ц а 1

Результаты расчетной оценки параметров C и Q

№ плавки и литературный источник	σ, МПа	T_{n-1}, K	T_n, K	t_{n-1}	t_n	C	Q, кДж/моль
3D [17]	177	773	823	2870	97	20,8	358
	137	773	873	36882	1380	7,9	184
	98	823	873	41264	2140	17,8	353
3E [17]	177	773	823	2855	101	20,4	353
	137	773	873	41220	1164	8,9	200
	98	823	873	34137	1808	17,7	350
5H [16]	137	923	973	1617	123	18,6	384
	61	923	973	49260	9150	9,5	251
	157	873	923	5856	638	14,0	297
	88	873	923	68386	13492	8,2	217
	216	873	923	902	76	16,9	331
	137	873	923	11403	1617	11,6	261
	78	973	1023	2628	376	13,9	321
	47	973	1023	19052	2601	13,4	329
5I [16]	216	873	923	1555	149	15,6	314
	137	873	923	15499	2672	9,9	235
	108	873	923	34840	10367	5,2	162
	78	973	1023	4567	712	12,9	307
	47	973	1023	63979	4733	18,3	430
5M [16]	216	873	923	1317	127	15,6	313
	137	873	923	19574	2732	11,5	263
	88	873	923	117957	22169	8,3	224
	157	873	923	9643	847	15,5	325

Многие модели прогнозирования основаны на взаимосвязи между длительной прочностью и минимальной скоростью ползучести. Такая взаимосвязь является следствием экспериментально устанавливаемого равенства абсолютных значений показателей степени в зависимостях минимальной скорости ползучести, с одной стороны, и долговечности, с другой, от напряжений, хотя подтверждается не всегда. Поэтому особенно сейчас ввиду существенного усложнения прогнозирования из-за резкого увеличения срока службы оборудования необходимо более тщательное ее уточнение.

Рассмотрим результаты обработки экспериментальных данных [9–17], полученных в Национальном институте исследований свойств металлов в Токио (NRIM).

В табл. 2 приведены результаты обработки данных [11–17] о длительной прочности и ползучести с помощью параметрических зависимостей и зависимости Монкмана–Гранта:

$$\lg t_{\text{р}} = a - b \lg \dot{\varepsilon}_y, \qquad (1)$$

где $t_{\text{р}}$ – время до разрушения; $\dot{\varepsilon}_y$ – минимальная скорость ползучести.

Например, данные [11] обрабатывались с использованием зависимости Мэнсона–Хэферда в виде

$$\lg t_{\text{р}} = \lg t_a + [(T + 273{,}15) - T_a][b_0 + b_1 \lg\sigma + b_2(\lg\sigma)^2]; \qquad (2)$$

$$\lg \dot{\varepsilon}_y = \lg t_a + [(T + 273{,}15) - T_a][d_0 + d_1 \lg\sigma + d_2(\lg\sigma)^2]. \qquad (3)$$

Число постоянных $\lg t_{\text{р}}, T_a, b_0, b_1, b_2$ в уравнении (2) составляет $m_1 = 5$, в (3) – $m_2 = 5$, количество обработанных диаграмм длительной прочности σ_t и минимальной скорости ползучести $\dot{\varepsilon}_y$ обозначим соответственно n_1 и n_2.

Т а б л и ц а 2

Результаты обработки данных [11–17] по зависимости Монкмана–Гранта

Материал	m_1	m_2	n_1	n_2	S'_1	S'_2	a	B	Литературный источник
15Cr–28Co–4Mo	5	5	62	38	0,100	0,180	0,6700	0,82	[9]
13Cr–4,5Mo–0,75Ti	4	4	183	65	0,328	0,441	0,9600	0,74	[10]
25Cr–10Ni–7,5W–B	6	6	105	48	0,176	0,291	2,2000	−0,48	[11]
19Cr–18Co–4Mo	5	3	75	20	0,280	0,527	1,3000	0,65	[12]
1Cr–1Mo–0,25V	7	5	238	127	0,145	0,197	0,5400	0,97	[13]
12Cr	5	7	230	80	0,513	0,540	1,5000	0,71	[14]
1Cr–0,5Mo	8	5	48	20	0,054	0,258	1,1000	0,75	[15]
18Cr–10Ni–Ti	8	6	77	47	0,091	0,188	0,0035	0,96	[16]
2,25Cr–1Mo	7	5	48	30	0,120	0,212	1,4500	0,71	[17]

Примечание. S'_1, S'_2 – стандартное отклонение по σ_t и $\dot{\varepsilon}_y$ соответственно.

Из табл. 2 следует, что значения стандартного отклонения S'_1 (по σ_t) меньше значений стандартного отклонения S'_2 (по $\dot{\varepsilon}_y$), кроме одного случая, когда $S'_1 \approx S'_2$ при $m_1 = 5$ и $m_2 = 7$, т.е. при меньшем числе использованных постоянных для обработки данных по σ_t. При равенстве значений m_1 и m_2 величины S'_1 и S'_2 равны соответственно 0,1 и 0,18, 0,328 и 0,441, 0,176 и 0,291, при $m_1 > m_2$ – 0,28 и 0,527, 0,145 и 0,197, 0,054 и 0,258, 0,091 и 0,188, 0,12 и 0,212, т.е. S'_1 существенно меньше S'_2. Таким образом, рассеяние значений минимальной скорости ползучести больше, чем длительной прочности. При этом особенно важно, что в целом численные величины постоянных зависимости (3) изменяются в широких пределах. Анализ большого объема таких данных свидетельствует о низкой степени надежности широко используемого метода прогнозирования длительной прочности по данным о минимальной скорости ползучести.

При исследованиях закономерностей пластического деформирования и длительного разрушения металлических материалов особое внимание уделяется концепции доминирующего механизма. Вместе с тем в работе [18] подчеркивается, что в реальных условиях эксплуатации сложных жаропрочных сплавов допущение о том, что процесс разрушения при ползучести в макрообъемах металла определяется каким-либо одним механизмом является недостаточно обоснованным. Предполагается, что эффект ползучести в макрообъемах металла – в основном результат действия целого ряда механизмов, т.е. скорость ползучести представляет сложную функцию напряжения, температуры и структурного фактора. В данном случае такое предположение заслуживает особого внимания, поскольку жесткое следование концепции доминирующего механизма [19, 20], как показывает расчетная практика, усложняет прогнозирование и вместе с тем не всегда обеспечивает его явное улучшение.

Наряду с вышеуказанными основополагающими положениями отметим некоторые, относящиеся якобы к второстепенным. В работах [13–17] представлены данные о неравномерности распределения деформации по длине рабочей части образца, в то время как большая часть уравнений основывается на предположении о равномерном ее распределении. Это приводит к значительным неопределенностям при анализе закономерностей поврежденности, в том числе при использовании критерия интегральной поврежденности $\omega = 1$ в соответствии с широко применяемым кинетическим подходом Работнова к описанию ползучести.

Учитывая большие достижения в теории решения исследуемой задачи, в которой преимущественно акцентируется внимание на основных факторах, нами предпринимается попытка подчеркнуть существенную роль некоторых факторов, кажущихся второстепенными. Объективные трудности достаточно полного их учета приводят к необходимости формирования и развития методологических принципов решения задачи. В частности, обычное решение предполагается дополнять систематическим анализом известных экспериментальных данных, полученных при испытаниях большой длительности. В целом авторами выполнен анализ более 1000 диаграмм длительной прочности, обработанных с помощью параметрических методов и метода базовых диаграмм (МБД) [21–23]. Ниже будут рассмотрены результаты обработки данных, представленных в [9–17]. В качестве примера в табл. 3 приведена обработка данных [24], которая осуществлялась следующим образом.

Во всех случаях использовалось уравнение базовых диаграмм:

$$\lg \sigma'_t = \lg \sigma_1 - \frac{3{,}6 - \lg \sigma_1}{12} (\lg t + 0{,}1 \lg^2 t), \tag{4}$$

где σ_1 – напряжение (МПа), при котором разрушение происходит в течение 1 ч, т.е. это ордината точки пересечения базовой диаграммы с осью ординат; t – время, для которого рассчитывается текущее напряжение σ'_t (МПа).

Т а б л и ц а 3

Результаты обработки данных [24] по МБД

№ участка диаграммы	T, °C	$\sigma_{\alpha t}$, МПа	$\sigma_{t э}$, МПа	αt, ч	tэ	lg(tэ/t)	β_1	$\beta_э$	Δ_1	Δ_2
1	400	373,0	216,0	62,5	25613,2	2,613	0,8	0,83	0,025	0,12
2	400	373,0	196,0	62,5	43293,8	2,841	0,8	0,87	0,077	0,36
3	400	373,0	196,0	62,5	45868,7	2,866	0,8	0,87	0,071	0,33
4	400	373,0	177,0	62,5	78346,4	3,098	0,8	0,91	0,130	0,60
5	400	373,0	177,0	62,5	82151,2	3,119	0,8	0,90	0,125	0,58
6	400	373,0	157,0	62,5	125744,0	3,304	0,8	0,95	0,221	0,99
7	400	373,0	157,0	62,5	143586,0	3,361	0,8	0,94	0,206	0,93
8	400	333,0	265,0	582,5	7391,6	1,103	0,8	0,80	0,001	0,01
9	400	333,0	235,0	582,5	15888,2	1,436	0,8	0,91	0,052	0,24
10	400	333,0	216,0	582,5	25613,2	1,643	0,8	0,97	0,094	0,42
11	400	333,0	196,0	582,5	43293,8	1,871	0,8	1,01	0,148	0,64
12	400	333,0	196,0	582,5	45868,6	1,896	0,8	1,00	0,141	0,61
13	400	333,0	177,0	582,5	78346,1	2,129	0,8	1,04	0,202	0,86
14	400	333,0	177,0	582,5	82151,2	2,149	0,8	1,03	0,196	0,83
15	400	333,0	157,0	582,5	125744,0	2,334	0,8	1,09	0,296	1,22
16	400	333,0	157,0	582,5	143586,0	2,392	0,8	1,07	0,280	1,16

В первой, как и в других строках табл. 3, представлены данные для отдельного участка экспериментальной диаграммы от $\sigma_{\alpha t} = 373$ МПа до $\sigma_{tэ} = 216$ МПа, т.е. $\sigma_{62,5} = 373$ МПа и $\sigma_{25613,2} = 216$ МПа. По этим данным рассчитывается значение

$$\beta_э = \frac{\sigma_{\alpha t} - \sigma_{tэ}}{\sigma_{\alpha t} - \sigma'_t} = \frac{\Delta\sigma_{tэ}}{\Delta\sigma'_t}. \qquad (5)$$

Для вычисления σ'_t при $t = t$э сначала в (4) вместо σ'_t и t подставляются значения $\sigma_{\alpha t}$ и αt, что приводит к уравнению с одним неизвестным σ_1. Установленная величина σ_1 определяет базовую диаграмму, которая пройдет через начало рассматриваемого участка. Затем по (4) при $t = t$э находится искомое σ'_t.

Прогнозирование значения σ_t по $\sigma_{\alpha t}$ при $t = t$э проводится по формуле

$$\sigma_t = \sigma_{\alpha t} - \beta(\sigma_{\alpha t} - \sigma'_t), \qquad (6)$$

где β – обобщенный показатель отклонений отдельных участков экспериментальных диаграмм от соответствующих участков базовых диаграмм.

Погрешности прогнозирования определялись по формулам

$$\Delta_1 = \frac{\sigma_t - \sigma_{tэ}}{\sigma_{tэ}}; \qquad (7)$$

$$\Delta_2 = \lg t - \lg t_э. \qquad (8)$$

Для оценки значения t в (8) сначала прогнозируется σ_t по формуле (6), которое, как правило, не равно $\sigma_{tэ}$. Затем методом последовательных приближений устанавливается искомое t, при котором $\sigma_t = \sigma_{tэ}$.

Стандартные отклонения определялись по формуле

$$S = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(\Delta_m)_i^2}. \qquad (9)$$

В табл. 3 в качестве примера представлены данные работы [24] для 16 участков диаграмм из 370 рассмотренных. Для всех 370 участков при $\sigma_{\alpha t} \le 100$ МПа получена величина $\beta_1 = 1{,}3$, которая использовалась в (6), при 100 МПа $< \sigma_{\alpha t} <$ 330 МПа – $\beta_2 = 1{,}0$, при $\sigma_{\alpha t} \ge 330$ МПа – $\beta_3 = 8$. Значения S_1' и S_2' рассчитывались как для всех плавок в целом, т.е. для 370 участков, так и для каждой из девяти плавок. Расчеты проводились аналогично расчетам, описанным в [9–17, 21 и др.], по параметрическим методам [6–8]. На рис. 1–3 представлены результаты расчетов.

Из рис. 1 следует, что прогнозирование по параметрическому методу Ларсона–Миллера дает более достоверные результаты. Однако при этом необходимо учитывать, что обработка данных МБД проводилась во всех случаях максимум при трех значениях β_i, которые являются физически обоснованными, поскольку пересчитываются в постоянную n зависимости $t_р \sim \sigma^n$. Кроме того, как следует из табл. 3, является частым прогнозирование на два порядка и более. При анализе параметрических методов акцентируется внимание на одной или двух постоянных, в то время как для описания параметрических кривых дополнительно часто используются пять-шесть эмпирических постоянных, которым нельзя придать какой-либо смысл.

При обработке данных для каждой из девяти плавок по методу Ларсона–Миллера в [24] использовались соответственно 6, 6, 6, 7, 4, 6, 6, 6, 6 значений постоянных. Постоянная C для этих плавок равна 17,9; 17,88; 18,56; 24,23; 26,47; 18,74; 18,19; 18,68; 18,47, и в этом случае представления о физической обоснованности метода в какой-то мере оправдываются. Однако результаты прогнозирования в значительной мере зависят также от остальных постоянных. По-видимому, этим можно объяснить то, что общее значение $C = 15{,}75$ для всех плавок ниже, чем для каждой плавки. Это в какой-то мере противоречит широко распространенным представлениям о физическом смысле постоянной C и подтверждает существенную роль остальных постоянных полинома. Рассчитанная по Δ_2 общая величина S составила 0,414. Для сравнения заметим, что в результате расчетов по МБД получено $S = 0{,}335$ при $\beta = 1{,}3$; 1,0; 0,8. Эти значения хорошо согласуются с усредненными $\beta_э$ (рис. 4–6) для соответствующих интервалов по $\sigma_{\alpha t}$.

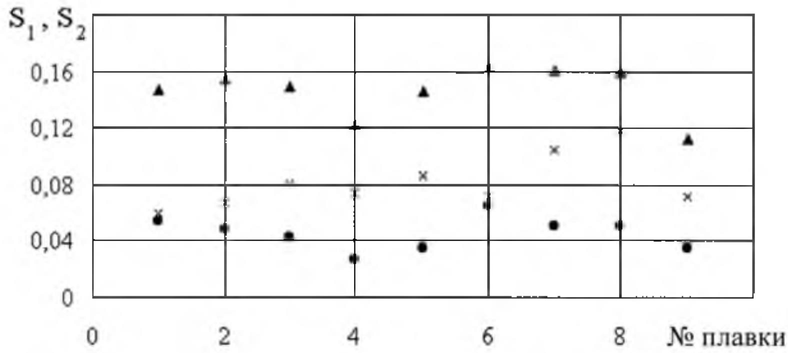

Рис. 1. Значения стандартных отклонений по напряжениям (●) и логарифму времени (×, ▲) при обработке данных [24] для различных плавок стали 0,2С: × – S_1 по методу Ларсона–Миллера; ▲ – S_1 по МБД; ● – S_2 по МБД.

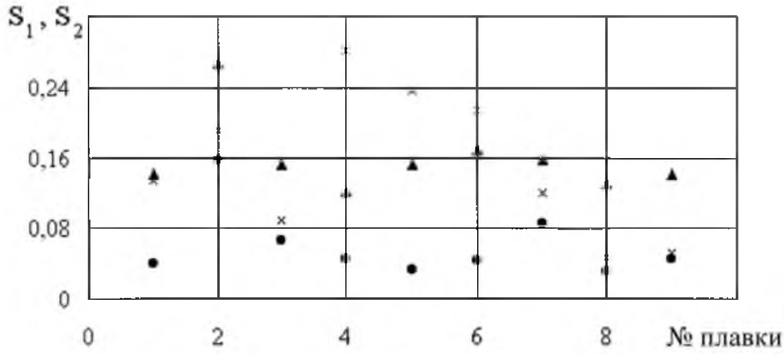

Рис. 2. Значения стандартных отклонений по напряжениям (●) и логарифму времени (×, ▲) при обработке данных [14] для различных плавок стали 12Cr: × – S_1 по методу Орра–Шерби–Дорна; ▲ – S_1 по МБД; ● – S_2 по МБД.

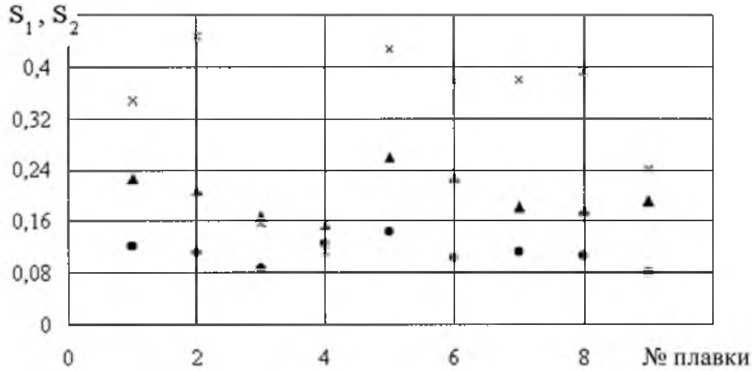

Рис. 3. Значения стандартных отклонений по напряжениям (●) и логарифму времени (×, ▲) при обработке данных [25] для различных плавок стали 0,5Cr–0,5Mo: × – S_1 по методу Мэнсона–Хэферда; ▲ – S_1 по МБД; ● – S_2 по МБД.

На рис. 2 представлены результаты обработки данных [14] по методу Орра–Шерби–Дорна и МБД. Видно, что для некоторых плавок значения S, полученные по МБД, оказались ниже, чем по методу Орра–Шерби–Дорна.

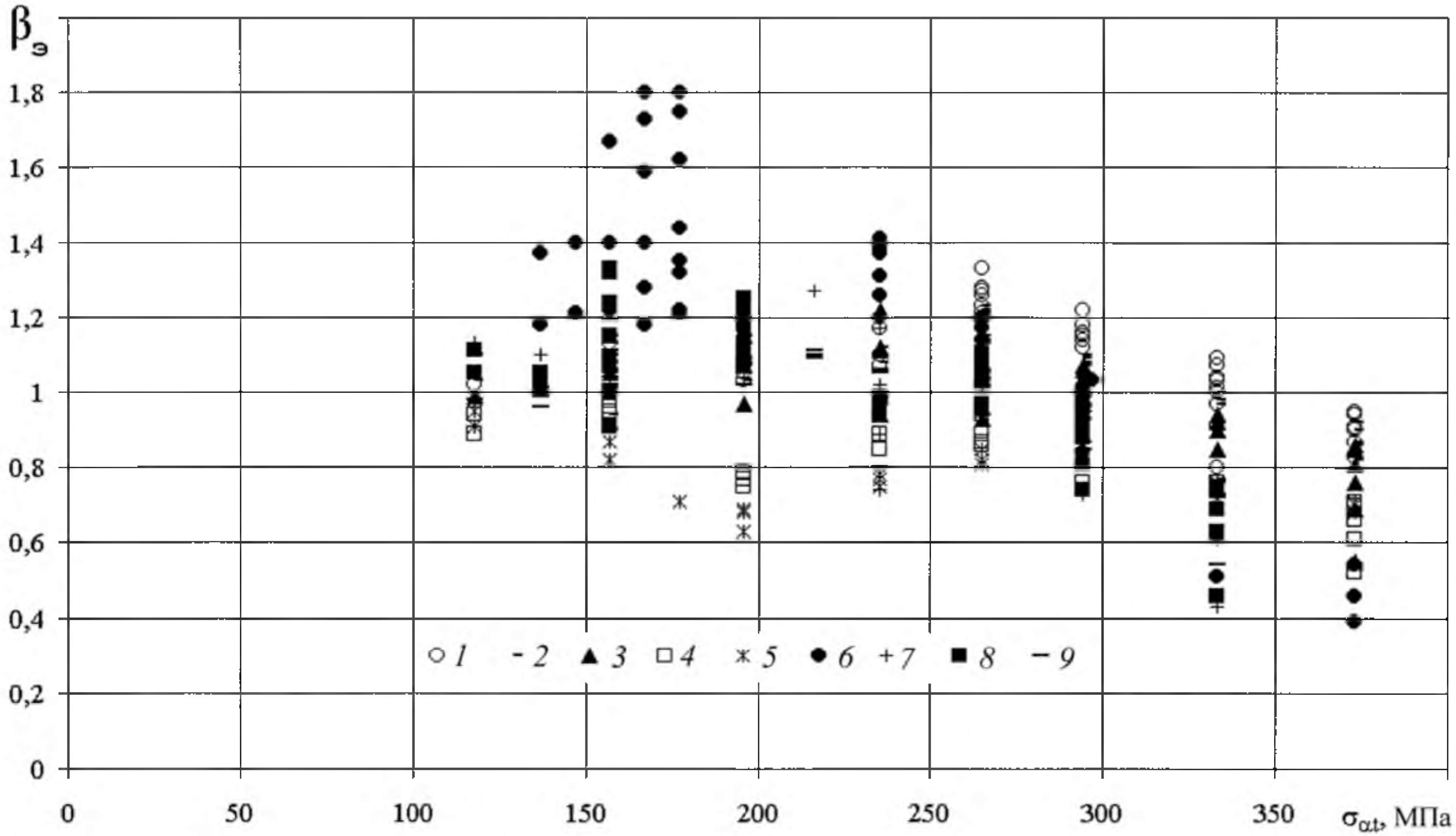

Рис. 4. Экспериментальные данные по длительной прочности девяти плавок стали 0,2С [24] в координатах $\beta_э - \sigma_{\alpha t}$. (Здесь и на рис. 5, 6: *1–9* – номер плавки.)

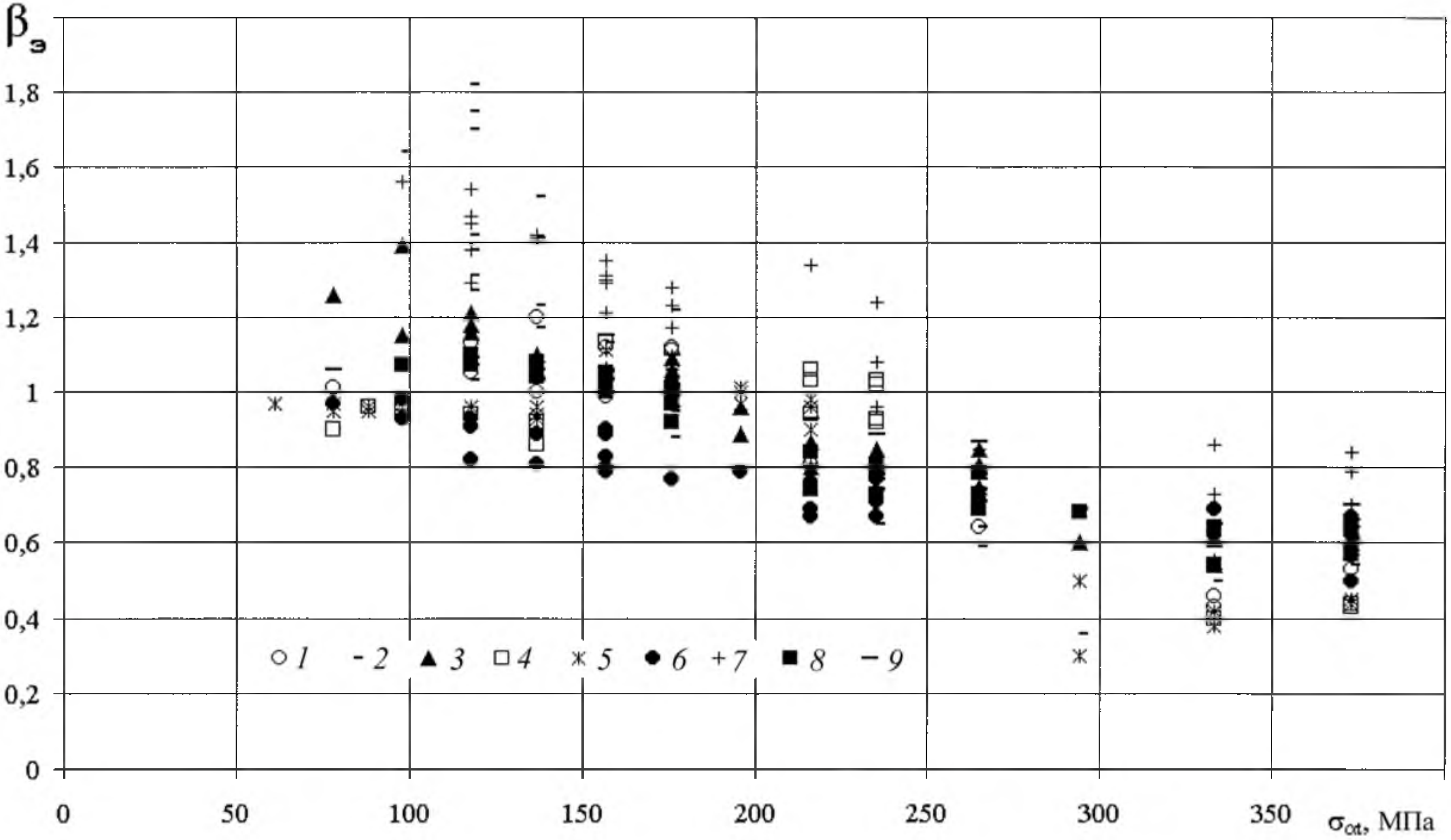

Рис. 5. Экспериментальные данные по длительной прочности девяти плавок стали 12Cr [14] в координатах $\beta_э - \sigma_{\alpha t}$.

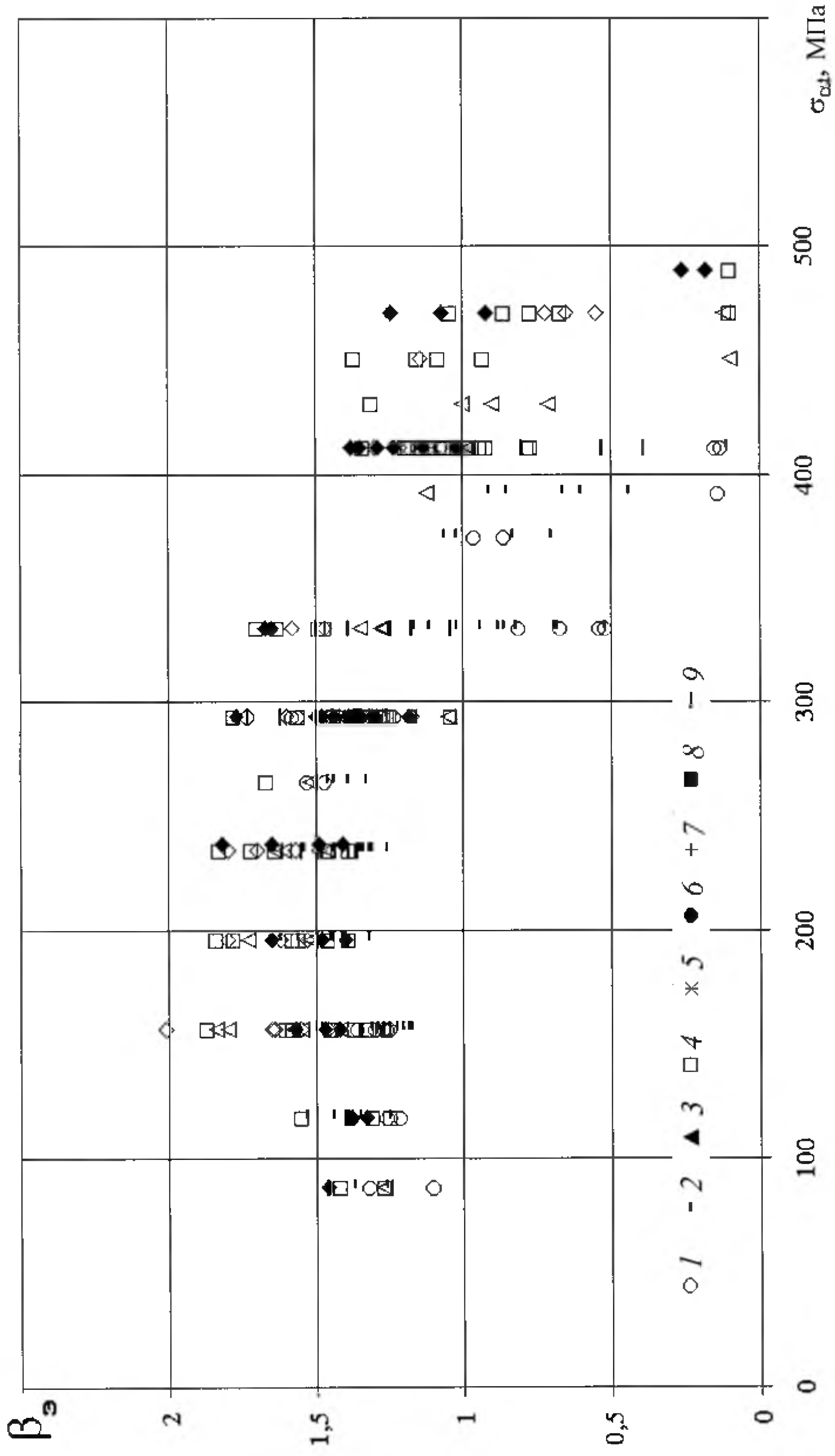

Рис. 6. Экспериментальные данные по длительной прочности девяти плавок стали 0,5Cr–0,5Mo [25] в координатах $\beta_э - \sigma_{cd}$.

При обработке данных МБД для каждой плавки использовались значения β_i = 1,1; 1,0; 0,6, при обработке методом Орра–Шерби–Дорна для отдельных плавок – соответственно 5, 5, 6, 7, 7, 7, 6, 5, 5 численных значений постоянных. В результате расчета для всех плавок по МБД получено S = 0,433, по методу Орра–Шерби–Дорна – S = 0,513.

Значения предполагаемого физического параметра Q для восьми плавок изменяются в пределах $(4{,}18...4{,}84)\cdot 10^5$, за исключением одной плавки, где $Q = 3{,}42\cdot 10^5$. Однако общее для всех плавок значение $Q = 3{,}55\cdot 10^5$ более низкое, что также указывает на значительную роль остальных постоянных: $b_0 = 3{,}23\cdot 10$; $b_1 = -7{,}45\cdot 10$; $b_2 = 3{,}8\cdot 10$; $b_3 = -6{,}9$. При использовании МБД нет такого противоречия. Например, при общем β_1 = 1,1 для девяти плавок значения β_1 оказались равными 1,06; 1,3; 1,14; 0,98; 0,96; 0,88; 1,38; 1,04; 1,08.

На рис. 1, 2 представлены данные для двух состояний материала, в целом же обрабатывались данные NRIM для 34 состояний. Метод Ларсона–Миллера использовался для 9 состояний, Мэнсона–Хэферда – для 17, Орра–Шерби–Дорна – для 8, Мэнсона–Саккопа – для 4, за исключением двух состояний, когда применялись три метода – Ларсона–Миллера, Орра–Шерби–Дорна и Мэнсона–Саккопа. Эти данные в какой-то мере характеризуют достоинства методов, среди которых следует выделить метод Мэнсона–Хэферда, который не является физически обоснованным.

На рис. 3 представлены данные [25], обработанные по методу Мэнсона–Хэферда и МБД. Видно, что в результате обработки по МБД получены в основном более низкие значения S, чем по методу Мэнсона–Хэферда. Отметим, что такие частные данные не показательны в целом. Расчеты по МБД в 70% случаев приводили к более высоким значениям S. Анализируя эти данные, следует обратить внимание на одно важное обстоятельство. Если значения S по напряжениям были сравнительно низкими (рис. 1 и 2), то увеличение числа постоянных позволяло существенно их уменьшить при использовании параметрических методов. При более высоких значениях напряжений, т.е. в более сложных случаях прогнозирования, увеличение числа постоянных не приводило к уменьшению S.

В рассматриваемом примере для каждой из девяти плавок при обработке по методу Мэнсона–Хэферда использовались соответственно 7, 6, 7, 7, 6, 7, 6, 6, 7 численных значений постоянных. Общая параметрическая кривая, рассчитанная при $T_a = 340$, $\lg t_a = 1{,}8\cdot 10$, $b_0 = -4{,}8\cdot 10^{-1}$, ..., т.е. при использовании семи значений таких постоянных, привела к $S = 0{,}473$. В результате расчетов по МБД при использовании трех значений β_i, т.е. β_1, β_2, β_3, равных 1,4; 1,1; 0,3, получено S = 0,459. При общем β_1 = 1,4 для каждой из девяти плавок оно составило 1,37; 1,4; 1,4; 1,55; 1,42; 1,34; 1,48; 1,43; 1,32, значения T_a – соответственно 0; 0; 610; 0; 0; 0; 0; 0; 600, значения $\lg t_a$ – 29,6; 31,8; 10,2; 27,5; 31,1; 30,1; 28,2; 30,4; 10,2.

Заметим, что параметрические методы и МБД принципиально отличаются. При использовании параметрических методов основная задача сводится к обобщению экспериментальной информации путем получения усредненной параметрической кривой, в то время как при использовании МБД –

усреднение проводится с помощью значений β_i. Кроме того, имеется подробная дополнительная информация об особенностях каждого участка диаграмм длительной прочности (рис. 1–3).

Рассмотрим общий подход к описанию и прогнозированию процесса ползучести. Согласно [26], ползучесть представляет собой термически активируемый процесс; скорость ползучести равна

$$\dot{\varepsilon} = \sum_i Z_i(\nu, T, S)\sigma_i(T, S)\exp\left[\frac{-\Delta H_i(T, S)}{RT}\right], \tag{10}$$

где функция Z_i включает нормальную частоту колебаний единицы течения ν, температуру T и структурный фактор S; σ_i – функция напряжения, в которую могут входить температура T, структурный фактор S и зависящая от температуры и структуры истинная энергия активации i-го механизма ΔH_i, контролирующего процесс ползучести.

Если в соответствии с [18] предположить, что все контролирующие механизмы известны, т.е. известен вид всех функций уравнения (10), то и в этом гипотетическом случае оно представляло бы собой сложное выражение с большим числом параметров (констант), неудобное для практического использования. Для решения поставленной задачи его желательно упростить. При этом следует учитывать, что в общем случае описание процесса ползучести настолько сложное, что практически невозможно разработать строго обоснованное и достаточно точное уравнение без неизбежных упрощений. Практика показывает, что, как правило, упрощения оказываются весьма существенными.

Анализ различных вариантов частного использования уравнения (10) [18] свидетельствует о практической применимости следующих уравнений для описания времени до разрушения и скорости ползучести:

$$t_{\text{р}} = AT^l\sigma^{-m}\exp\left[-\frac{\Delta H_0 - c\sigma}{RT}\right]; \tag{11}$$

$$\dot{\varepsilon} = BT^{-l_1}\sigma^n\exp\left[-\frac{U_0 - d\sigma}{RT}\right], \tag{12}$$

где R – универсальная газовая постоянная; A, B, l, l_1, m, n, c, d, ΔH_0, U_0 – параметры материала.

Статистический анализ экспериментальных данных по длительной прочности нескольких десятков материалов показал, что для чистых металлов и сложных сплавов оптимальными являются значения $l = 2$ и $m = 3$, а индивидуальные особенности материала определяются в основном тремя параметрами: A, ΔH_0 и c.

С использованием аналогичных представлений в работе [5] обосновано механическое уравнение состояния

$$\dot{\varepsilon} = BT^{-p}\sigma^{n}(\varepsilon_0 + \varepsilon_{\text{п}})^{-n} \exp\left[-\frac{U_0 - d\sigma - r\varepsilon_{\text{п}}}{RT}\right], \tag{13}$$

где B, U_0, d, n, r – коэффициенты, характеризующие свойства материала и физические закономерности процесса; n, p – коэффициенты, слабо зависящие от свойств материала, $n \approx 1$, 2 или 3; $p \approx 1$ или 2; σ – истинные макронапряжения, характеризующие условия приложения внешних нагрузок. На основе уравнения (13) подготовлен отраслевой стандартный документ по жаропрочности металлов. Это свидетельствует о широком использовании указанного уравнения.

Нами предпринимается попытка обосновать, что при описании и прогнозировании закономерностей ползучести и длительной прочности важно обеспечить более тщательную конкретизацию смысла отдельных постоянных и соответственно повышение их чувствительности к индивидуальным особенностям разупрочнения конкретных материалов. Однако это связано со значительными довольно общими для различных уравнений трудностями, которые в какой-то мере удобно проиллюстрировать на следующем примере.

В работе [27] довольно подробно представлено обоснование уравнения

$$\dot{\varepsilon} = m\varepsilon^{1-n} \exp[\alpha\sigma_0(1 + k\varepsilon)], \tag{14}$$

где α, m, n, k – постоянные при $T = \text{const}$, при этом n – характеристика упрочнения; k – характеристика разупрочнения, позволяющая учитывать изменение поперечного сечения образца вследствие геометрического сужения и накопления различного рода повреждений (трещины, поры и т.п.).

Использование условия определения положения точки перегиба на кривой ползучести привело к формуле

$$\varepsilon_k = \frac{n-1}{\alpha k \sigma}, \tag{15}$$

где ε_k – ордината точки перегиба.

Из формулы (15) следует, что при $\varepsilon_k \approx \text{const}$ между параметрами n и k должна существовать взаимосвязь. Однако в действительности она полностью игнорируется. Это, в частности, следует из того, что при определении параметров, ответственных за описание третьей стадии ползучести, пренебрегают данными о первой стадии и соответственно о величине n. Аналогично при описании первой стадии ползучести пренебрегают информацией о третьей стадии (о величине k). Представленные на рис. 7 данные позволяют показать, насколько указанная взаимосвязь между параметрами n и k существенна. Там же показаны кривые ползучести, рассчитанные с помощью уравнения (14). Видно, что при близких второй и третьей стадиях ползучести величина k для этих кривых различается в пять раз. Более высокие значения $k = 25$, как следует из формулы (15), объясняются в основном лишь большей величиной постоянной n, что не может быть оправдано с физической точки зрения. На рис. 8 по данным [27] приведена температурная зависимость величины k. Резкая немонотонность ее температурного изменения не может быть объяснена физически и есть основание полагать, что она определяется отмеченной практически неконтролируемой взаимообусловленностью различных постоянных уравнения (14).

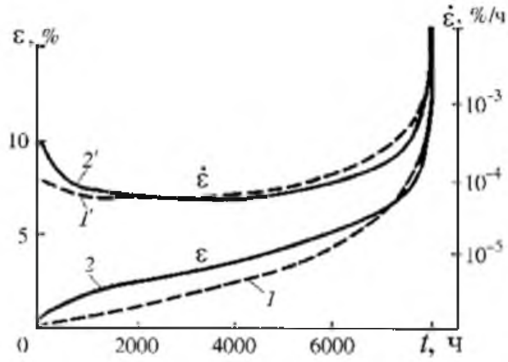

Рис. 7. Кривые ползучести (*1*, *2*) и мгновенной скорости (*1'*, *2'*), рассчитанные с помощью уравнения (14), при напряжении 130 МПа и различных характеристиках жаропрочности: *1*, *1'* – $\alpha = 0{,}7$, $n = 1{,}5$, $-\lg m = 10{,}4$, $k = 5$; *2*, *2'* – $\alpha = 0{,}3$, $n = 4$, $-\lg m = 12{,}776$, $k = 25$.

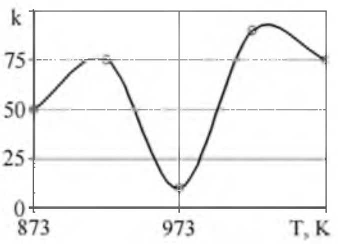

Рис. 8. Зависимость характеристики k от температуры T для стали ЭИ437 по данным [27].

Выполненный анализ показал, что если действительно в конкретном случае есть истинное значение k, которое соответствует предполагаемому автором уравнения смыслу, то устанавливаемые в реальных расчетах значения могут отличаться от истинных в несколько раз, причем степень отличия практически никогда не контролируется. Это приводит к значительным неопределенностям, что прежде всего затрудняет оценку пределов применимости разрабатываемых уравнений состояния, а также эффективное развитие описания и прогнозирования процесса ползучести. Подобные исследования свидетельствуют о важности методологического усовершенствования описания процесса ползучести, одним из требований которого является обеспечение более четкого смысла и более полной конкретизации роли постоянных уравнений состояния. Рассмотрим с этой точки зрения некоторые возможности уравнения

$$\dot{\varepsilon}^{1-\gamma \lg \dot{p}} = \left[\frac{\dfrac{\sigma_0}{\sigma'}}{\left(1 - \dfrac{r\varepsilon}{1 + r\varepsilon} - \alpha\sigma t^{1/3}\right)\left(1 + \dfrac{h}{\sigma_0^2}\varepsilon\right)^{n/2}} \right]^m, \qquad (16)$$

где ε, $\dot{\varepsilon}$ – деформация при ползучести и ее скорость; h, r – характеристики деформационного упрочнения и разупрочнения; σ' – напряжение, при котором $\dot{\varepsilon} = 1$ ч$^{-1}$; $\gamma = 0{,}1$; $n = 1$; m – постоянная при $T = \text{const}$.

Это уравнение от других отличается описанием функции упрочнения (второе выражение в скобках в знаменателе), которая обычно представляется в виде ε^{α}. При таком описании появляется возможность расчетной оценки деформационного упрочнения при различных значениях деформации, а также косвенной проверки результатов, например, по данным измерений твердости. При неопределенностях, обусловленных отмеченной взаимосвязью постоянных и другими причинами, подобные уточнения могут быть полезными.

После принятых в [21] некоторых упрощений и преобразований из уравнения (16) была получена формула для описания кривых растяжения в виде

$$\sigma = \frac{(\sigma_{\text{т}}^2 + h\varepsilon)^{1/2}}{1 + r\varepsilon}, \tag{17}$$

где $\sigma_{\text{т}}$ – предел текучести.

Формула (16) может быть также использована для описания мгновенного деформирования:

$$\sigma = \frac{(\sigma_{\text{у}}^2 + h_0\varepsilon_{0\text{п}})^{1/2}}{1 + r\varepsilon}, \tag{18}$$

где $\sigma_{\text{у}}$ – предел упругости; $\varepsilon_{0\text{п}}$ – пластическая составляющая деформации при нагружении.

С помощью уравнений (16)–(18) рассчитывались значения h, полученные при ползучести, кратковременном растяжении и мгновенном деформировании. Их сравнительный анализ показал, что благодаря подобным исследованиям можно четко детализировать особенности упрочнения и разупрочнения исследуемых материалов. Это, в свою очередь, позволяет проводить дальнейшую более полную конкретизацию роли постоянных уравнений состояния.

Таким образом, выполненные исследования приводят к выводу, что важным условием существенного улучшения методов прогнозирования ползучести и длительной прочности на большие сроки службы металлических материалов является развитие уравнений состояния, обеспечивающее соответствующую систематизацию известных экспериментальных данных.

Р е з ю м е

Акцентується увага на суттєвому обмеженні розвитку прогнозування повзучості та тривалої міцності металевих матеріалів при великій тривалості високотемпературного навантаження через використання значних спрощень при уточненні розрахункових рівнянь. Обгрунтовується можливість поліп-

шення положення на основі спеціальної систематизації відомих експериментальних даних і підвищення ступеня деталізації особливостей деформування та знеміцнення матеріалів.

1. *Работнов Ю. Н.* Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
2. *Аршакуни А. Л., Локощенко А. М., Киселевский В. Н. и др.* Закономерности ползучести и длительной прочности. Справочник / Под ред. С. А. Шестерикова. – М.: Машиностроение, 1983. – 102 с.
3. *Шестериков С. А., Локощенко А. М.* Ползучесть и длительная прочность металлов // Итоги науки и техники. Механика деформируемого твердого тела. – М.: ВИНИТИ, 1980. – **13**. – С. 3 – 104.
4. *Трунин И. И.* Определение характеристик длительной прочности жаропрочных материалов с большими сроками службы // Пробл. прочности. – 1969. – № 6. – С. 3 – 8.
5. *Трунин И. И.* Механическое уравнение состояния металлических материалов и прогнозирование характеристик жаропрочности // Там же. – 1976. – № 9. – С. 9 – 14.
6. *Larson F. R. and Miller J. R.* Time-temperature relationship for rupture creep stress // Trans. ASME. – 1952. – **74**, No. 5. – P. 765 – 775.
7. *Manson S. S. and Haferd A. M.* A liner time-temperature relation for extrapolation of creep and stress rupture data // NASA TN. – 1953. – TN. – 2890.
8. *Orr R. I., Sherby O. D., and Dorn J. E.* Correlation of rupture data for metals at elevated temperatures // Trans. ASM. – 1954. – **46**. – P. 113 – 128.
9. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 15Cr–28Co–4Mo–2.5Ti–3Al // NRIM Creep Data Sheet. – 1989. – No. 24B.
10. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 13Cr–4.5Mo–0.75Ti–6Al–2.3(Nb+Ta)–Zr–B // Ibid. – 1990. – No. 29B.
11. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 25Cr–10Ni–7.5W–B // Ibid. – 1988. – No. 30B.
12. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 19Cr–10Co–4Mo–3Ti–3Al–B // Ibid. – 1993. – No. 34B.
13. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 1Cr–1Mo–0.25V steel // Ibid. – 1990. – No. 9B.
14. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 12Cr steel // Ibid. – 1994. – No. 13B.
15. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 1Cr–0.5Mo steel // Ibid. – 1996. – No. 1B.
16. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 18C–8NiTi stainless steel // Ibid. – 1987. – No. 5B.
17. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 2.25Cr–1Mo steel // Ibid. – 1986. – No. 3B.

18. *Трунин И. И., Логинов Э. А.* Метод прогнозирования длительной прочности металлов и сплавов // Машиноведение. – 1971. – № 2. – С. 66 – 74.
19. *Миллер К.* Ползучесть и разрушение / Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1986. – 120 с.
20. *Ковпак В. И.* Прогнозирование жаропрочности металлических материалов. – Киев: Наук. думка, 1981. – 240 с.
21. *Кривенюк В. В.* Прогнозирование длительной прочности тугоплавких металлов и сплавов. – Киев: Наук. думка, 1990. – 248 с.
22. *Писаренко Г. С., Кривенюк В. В.* Новый подход к прогнозированию длительной прочности металлов // Докл. АН СССР. Механика. – 1990. – **312**, № 3. – С. 558 – 562.
23. *Трощенко В. Т., Лебедев А. А., Стрижало В. А. и др.* Механическое поведение материалов при различных видах нагружения. – Киев: Логос, 2000. – 571 с.
24. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 0.2C steel // NRIM Creep Data Sheet. – 1992. – No. 7B.
25. *Data* sheets on the elevated-temperature properties of 0.5Cr–0.5Mo steel // Ibid. – 1994. – No. 20B.
26. *Горафало Ф.* Законы ползучести и длительной прочности металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1968. – 304 с.
27. *Лепин Г. Ф.* Ползучесть металлов и критерии жаропрочности металлических материалов. – М.: Металлургия, 1976. – 334 с.

Поступила 29. 05. 2001