

УДК 539.4

© 1994 г. А. Л. АРШАКУНИ, С. А. ШЕСТЕРИКОВ

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ ЖАРОПРОЧНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

С использованием дробной зависимости от напряжения предложено новое соотношение длительной прочности. Показано, что по сравнению с существующими методами оно позволяет с меньшим числом определяемых параметров и достаточной степенью точности прогнозировать характеристики длительной прочности в области структурно стабильного деформирования. Представлены обоснования эффективности метода и его существенных преимуществ по сравнению с используемыми промышленностью методами ЦКТИ, ASME, Ларсона — Миллера и др. Разработанный метод обеспечивает возможность надежного прогнозирования длительной прочности на $3 \cdot 10^5$ часов по результатам испытаний длительностью до 10^3 часов (вместо $10^4 - 3 \cdot 10^4$ часов по другим методам).

1. Дробная зависимость от напряжения, впервые была предложена в [1] для описания процесса ползучести. В [2] эту зависимость удалось существенно упростить и использовать для описания длительной прочности:

$$\lg t_* = D + 17 \lg R - n \lg (\sigma / (R - \sigma)) \quad (1.1)$$

где t_* — время до разрушения, σ — напряжение, R — теоретическое значение предела кратковременной прочности в МПа, D , n — постоянные материала (n — показатель длительной прочности; D — коэффициент пропорциональности).

Зависимость (1.1) описывает длительную прочность широкого круга металлических материалов и допускает температурное прогнозирование, путем приведения к рабочей температуре T_p результатов испытаний, полученных при температурах выше рабочей [2]:

$$\sigma_p = \sigma (R_p / R), \quad \lg t_{*p} = \lg t_* + 17 \lg (R_p / R) \quad (1.2)$$

где σ_p , R_p , t_{*p} — приведенные к T_p значения соответствующих величин. Соотношения (1.2) следуют из зависимости (1.1). Прогнозирование длительной прочности осуществляется непосредственно по кривой (1.2) и возможно только в ее пределах [2].

При высоких температурах для аппроксимации функции $R(T)$ может использоваться следующая зависимость:

$$\lg R = B + 0,525 T_* / T \quad (1.3)$$

где T — температура в К; B — постоянные материала. Для чистых металлов, при высоких температурах, $R \gg \sigma$ и зависимость (1.1), (1.2) вырождается в частный случай соотношения Дорна [3] с $T_* = T^V$, где T^V — температура плавления. Как показали расчеты, величина T_* зависит только от типа материала и может быть фиксирована известными числами. Расчетные значения величин T_* (°C) для ряда групп конструкционных материалов оказались следующими: молибденовые сплавы — 2600; хромовые сплавы — 1900; никелевые и хромоникелевые сплавы — 1400; стали, чугун, титановые сплавы — 1200; циркониевые сплавы — 1000; алюминиевые сплавы — 700.

Таблица 1

	$T, ^\circ\text{C}$	$\delta_{3c}, \%$	$\delta_3, \%$	K_{3c}	B	T_*, K
BM2	1000—1400	7,4	4,2	0,6	1,47	2873
BX — 4A	900—1100	9,0	8,7	0,21	1,08	2173
ЭП741П	650—800	3,6	2,9	0,9	2,12	
ЭИ698ВД	650—750	4,7	4,4	0,9	2,06	1673
XrNi сплав	615—815	5,1	4,9	0,53	1,86	
X12M	500—600	4,3	4,3	0,41	1,72	
ЭИ696М	500—750	4,6	3,5	0,77	1,92	
ЭИ395	550—700	4,0	2,7	0,76	1,9	
Timken 35—15	649—982	4,2	3,8	0,48	1,66	
ASTM316	428—816	3,0	2,7	0,4	1,86	
45X25H20C2	800—1000	1,6	0,9	0,67	1,53	
ОЗХ16Н9Н2	550—700	3,1	3,0	0,4	1,63	
X18Н8	600—800	4,5	4,2	0,65	1,62	
CrNiNb 1613	550—800	5,5	5,2	0,7	1,72	1473
15X5H	500—700	3,1	3,1	0,4	1,59	
ASTMX2H1	371—570	5,0	4,5	0,5	1,61	
CrMoV511	500—600	6,0	6,0	0,32	1,62	
14MoV63	450—700	6,4	6,0	0,67	1,64	
12MoV23	450—600	3,4	3,3	0,71	1,57	
Чугун	426—649	2,7	2,1	0,8	1,31	
OT4	400—550	6,0	4,7	0,74	1,63	
Zr + 2,5%Nb	350—1000	3,5	3,0	0,4	1,35	1273
B300	300—350	3,2	3,2	0,17	1,38	973
D20	200—350	6,4	4,5	0,98	1,17	

В табл. 1 представлены значения погрешностей δ_3 , δ_{3c} , соответственно, зависимости (1.1) с тремя параметрами: n , D , $R(T)$ и зависимости (1.1), (1.3) с тремя не зависящими от температуры (постоянными) коэффициентами: n , D , B . Погрешность моделей определялась по формулам:

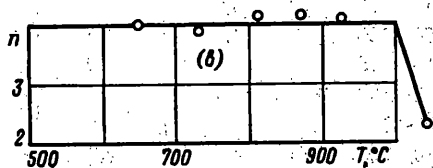
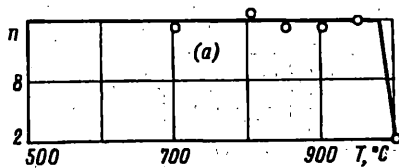
$$\delta^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N \delta_i^2, \quad \delta_i = (\sigma_{pi} - \sigma_{oi}) / \sigma_{oi} \quad (1.4)$$

где σ_{oi} , σ_{pi} — соответственно экспериментальное [2—9] и расчетное значения σ , N — число значений σ_{oi} . Применимость зависимости (1.1), (1.3) определялась с помощью статистической гипотезы:

$$K_{3c} = \frac{\delta_{3c}^2 / \delta_3^2}{F_{5\%}(f_{3c}, f_3)}$$

где $F_{5\%}$ — критерий Фишера с уровнем значимости 5%; f_3 , f_{3c} — число степеней свободы, соответственно для дисперсий δ_3^2 , δ_{3c}^2 .

В публикуемой работе проанализированы (табл. 1—13), в основном, экспериментальные данные большой продолжительности, полученные на базе 10^4 — 10^5 часов. Прогнозирование длительной прочности по упрощенным соотношениям (1.2), (1.3) не требует (при известном значении величины T_*) экспериментального определения постоянных материала. Из табл. видно, что упрощенная зависимость (1.1), (1.3) удовлетворительно соответствует эксперименту. Температурное прогнозирование по соотношениям (1.2), (1.3) особенно эффективно для сталей



($T_* = 1473$ К), соответствуя эксперименту в широком диапазоне температур, не зависимо от реализующегося типа разрушения (внутризеренного, по порам или клиновидными трещинами, которое особенно часто реализуется на перлитных сталях [2]). Для остальных материалов упрощенные соотношения (1.1)—(1.3) применимы для прогнозирования (например, при анализе аварийных ситуаций) длительной прочности в области высоких температур ($T > 0,5T_*$).

2. Температурное прогнозирование длительной прочности по соотношениям (1.2) или (1.2), (1.3), путем проведения испытаний при температурах на 100—300 и более °С выше рабочей не всегда возможно и усложняет испытания. Материалы могут эксплуатироваться на предельных температурах своей структурной устойчивости. В качестве примера на фигуре представлена зависимость показателя длительной прочности n (вычисленного по соотношению (1.1) — светлые точки) от температуры для жаропрочных никелевых сплавов ЭИ867 (а), S590 (b) [2]. Максимально допустимая температура использования этих сплавов составляет 950° С и до этой температуры величина n действительно примерно постоянна и равна 4. Дальнейшее увеличение температуры вызывает резкое снижение механических характеристик, показателя длительной прочности и материал там обычно не используется. Поэтому температурное прогнозирование этих материалов по соотношениям (1.1), (1.2) невозможно [2].

Возможность надежной экстраполяции длительной прочности по напряжению требует фиксирования коэффициентов D , n (не зависящих от температуры) соотношения (1.1) заранее известными числами. В области рабочих температур (структурной устойчивости сплавов) показатель длительной прочности n изменяется в пределах всего от 3 до 5 единиц. В настоящей работе рассмотрена длительная прочность наиболее практически важного класса жаропрочных материалов с α -структурой: аустенитные стали (А), никелевые, кобальтовые и другие сплавы, а также высоколегированные (более 10% хрома) стали. Для этого класса материалов в соотношении (1.1) может быть принято $n = 4$.

В случае ограниченного разброса данных (до 5% по напряжению) и наличия испытаний в широком диапазоне температур (100—200° С) соотношение (1.1) с известным значением n ($n = 4$) позволяет осуществлять надежное прогнозирование длительной прочности по испытаниям продолжительностью до 10^3 часов. Однако, испытания на длительную прочность, как правило, имеют существенный разброс. В этом случае необходимо фиксирование и коэффициента пропорциональности D , которое аналогично фиксированию постоянной C в соотношении Ларсона — Миллера [2]:

$$L(\sigma) = T(c + \lg t_*) \quad (2.1)$$

Для рассматриваемого класса материалов, в зависимости от состава и фактической прочности σ_b (20° С) (экспериментальное значение предела кратковременной прочности при комнатной температуре в МПа), величина D может быть

Таблица 2

N_1	N_2	N_3	σ_b (20° C)	T_p , °C	D
ЖС6У, ЖС6Ф, ЭИ617, И826, ЭИ437Б, Н65А10, ЭИ929, ЭИ867, Inconel 718, ЭП741П, ЭИ698ВД	Ni	A	>850	<800—1200	-47,6
816	Co				
ЭИ388, Х12М, Х12Н2М, ЭП450	Fe	Cr > 10%		≤700	
Inconel 617	Ni		650—850		
Х16Н36МБТЮР	Fe — Ni				-44
ЭИ696М, ЭИ847, ЭИ695, ЭИ395, 35—15, 25—20, А286, А ТМ316	Fe	A	>650	≤1000	
ХН55МВЦ	Ni				
Х20Н46Б, Х20Н45М4	Fe — Ni				
Х25Н20С2, Х16Н9М2, Х18Н9, Х16Н15МЗБ, Х18Н10Т, Х17Н13М2Т	Fe		<650	≤600—1000	-39
Х12ВНМФ, Х11В2МФ, Х12Н2ВМФ, 12Х13	Fe	Cr > 10%	<850	≤600	

фиксирована в соответствии с табл. 2, где N_1 — тип материала, N_2 — основа, N_3 — характеристика сплава. В качестве примера в табл. 3 представлены значения погрешностей δ_1 , δ_2 , δ_3 , определенных по формулам (1.4) для зависимости (1.1) соответственно с одним (R , $n=4$, $D=-39$, -44 или $-47,6$, табл. 2), двумя (R , D , $n=4$) и тремя (R , D , n) параметрами; δ_L — погрешность соотношения Ларсона — Миллера (2.1); N_2 — источник информации. Расчетные значения параметра R соотношения (1.1) представлены в табл. 4 ($n=4$, величина D фиксирована в соответствии с табл. 2).

При анализе моделей проверялись следующие гипотезы: значимость уточнения трехпараметрическим случаем (δ_3) однопараметрической (δ_1) модели:

$$K_1 = \frac{\delta_1^2 / \delta_3^2}{F_{5\%}(f_1, f_3)} > 1$$

значимость уточнения зависимостью (1.1) (δ_3) соотношения Ларсона — Миллера (2.1) (δ_L):

$$K_L = \frac{\delta_L^2 / \delta_3^2}{F_{5\%}(f_L, f_3)} > 1$$

Из табл. 3 видно, что коэффициент K_1 во всех случаях меньше единицы, т. е. в качестве расчетного может быть принят однопараметрический вариант зависимости (1.1) (с параметром R), который (как показано в табл. 5 позволяет надежно экстраполировать длительную прочность по напряжению по результатам испытаний продолжительностью 10^2 — 10^3 часов. Указанная в табл. 3 погрешность δ_1 , % для некоторых материалов определялась по всей совокупности данных (имеющих базу не менее 10^4 часов). Для определения величины R использовались

Таблица 3

N_1	N_2	$\delta_1, \%$	$\delta_2, \%$	$\delta_3, \%$	$\delta_L, \%$	K_1	K_L
ЖС6У	ЦИАМ	8,0	8,0	7,7	19,6	0,77	4,7
ЖС6У *	ВИАМ	7,3	7,3	7,3	8,5	0,76	1,1
S816	[2]	7,6	7,5	6,3	6,4	0,71	0,5
ЭИ617	[2]	4,8	4,4	4,1	4,3	0,83	0,67
ЭИ617*	[2]	5,1	4,7	4,5	4,5	0,74	0,51
ЭИ826	[2]	4,4	3,8	3,4	3,8	0,55	0,4
ЭИ437Б	[2]	7,2	6,3	4,8	6,3	0,9	0,67
H65A10	«Прометей»	5,8	5,6	5,6	12,3	0,24	1,1
ЭИ929	[2]	7,0	6,2	6,2	9,2	0,88	1,6
ЭИ867	[2]	7,5	7,1	7,0	9,8	0,86	1,5
ЭП741П	ЦИАМ	3,0	3,0	2,9	4,0	0,62	1,1
ЭИ698ВД	ВИАМ	5,1	4,8	4,4	9,5	0,9	3,0
ЭИ388	[2]	7,5	7,5	7,5	10,0	0,11	0,2
X12M	[2]	4,9	4,5	4,3	5,2	0,53	0,6
Inconel 617	[4]	0,8	—	0,7	—	0,5	—
ЭИ696М	[2]	3,9	3,5	3,5	5,8	0,41	0,9
ЭИ847	ВНИИМ	3,0	2,6	2,6	5,7	0,33	1,2
ЭИ695	[2]	3,2	2,8	2,0	14,8	0,87	18,5
ЭИ395	[2]	3,8	3,8	2,7	7,0	0,77	2,6
Timken 35—15	[2]	4,2	3,8	3,8	13,9	0,51	5,6
Timken 25—20	[2]	8,3	8,0	7,6	13,2	0,61	1,6
A286	[2]	6,5	5,2	5,2	6,2	0,95	0,9
ХН55МВЦ	«Прометей»	8,0	7,9	7,9	9,7	0,74	1,1
03X20H45M4Б4	[5]	3,6	—	3,4	—	0,3	—
03X20H45M4БРЦ	[5]	4,0	—	3,6	—	0,4	—
45X25H20C2	НФТЕМАШ	1,2	1,0	0,9	3,6	0,3	2,7
03X16H9M2	НИКИЭТ	3,0	3,0	3,0	6,2	0,37	1,6
X18H8	[6]	4,3	4,2	4,2	8,6	0,6	2,4
1X12H2BMФ	[2]	4,2	4,1	4,1	8,5	0,44	1,8
1X12ВНМФ	[2]	6,3	6,3	6,0	7,2	0,6	0,8
12X13	ВИАМ	6,3	4,5	4,5	7,8	0,53	1,1

только результаты, указанной в табл. 5 ограниченной продолжительности — база R^V . Нумерация позиций в табл. 4, 7, 8 соответствует табл. 3.

Погрешность метода Ларсона — Миллера δ_L во всех, без исключения, случаях оказывается больше, чем δ_3 по зависимости (1.1) (табл. 3). Таким образом, метод Ларсона — Миллера (2.1) и менее точен, и более сложен, принципиально не позволяя экстраполировать длительную прочность по напряжению.

В табл. 6 даны примеры экстраполяции длительной прочности аустенитных сталей (по данным [7]). В первых строках табл. 6 от 11,14 до 10^4 часов (включительно) указаны экспериментальные значения пределов длительной прочности σ^* , а для $3 \cdot 10^4$ и более часов — результаты прогноза σ^* , выполненного по методу ЦКТИ [7]. Во вторых строках указаны значения пределов длительной прочности σ^V , спрогнозированные по зависимости (1.1) с $n = 4$, $D = -39$. Прогнозируемые значения параметра R были определены по отмеченным звездочками экспериментальным значениям предела длительной прочности σ^* за время не превышающее 10^3 часов. Из табл. 6 видно, что среднеквадратическое отклонение δ^V разработанного метода от метода ЦКТИ не превосходит 10%.

Таблица 4

№	T, C						
	R, МПа						
ЖС6У	900	1000		1050	1100	1150	1200
	972	650		579	551	458	377
ЖС6У	800	900		975		1000	1050
	927	789		685		659	578
3S816	649			732			816
	868			743			637
ЭИ617	600		700			800	900
	1040		837			732	596
ЭИ617*	750		800			850	880
	799		732			656	623
ЭИ826	750		800			850	880
	867		789			720	565
ЭИ437Б	600		700			800	900
	995		852			682	546
H65A10	700			900			1000
	995			684			522
ЭИ929	700		850			900	950
	1016		782			685	610
ЭИ867	700	800		850		900	950
	1019	844		760		685	609
ЭП7441П	650		700			750	800
	1183		1088			1008	908
ЭИ698ВД	550			650			750
	1174	1021		1021			825
ЭИ388	600			650			700
	591			555			502
X12M	500			550			600
	585			505			444
Inconel 617	593	649	704	760	816	871	927
	718	642	565	504	457	409	366
ЭИ696М	500	600		650		700	750
	909	709		649		606	521
ЭИ847	650		700			800	900
	512		458			375	297
ЭИ695	600			700			800
	561			516			471
ЭИ395	550		600			650	700
	695		592			538	484
Timken 35—15	649	704		760	816	871	982
	420	379		352	321	298	260
Timken 25—20	538	593	649	704	760	816	871
	520	483	454	403	373	334	317
A286	538	593	649		704	732	788
	780	700	605		522	507	403
ХН55МВЦ	550	650	700	750	800	850	900
	481	340	300	262	238	217	204
03X20H45M4БЧ	550	600		650		700	750
	466	396		349		284	258
03X20H45M4БPC	550	600		650		700	750
	473	397		354		297	255
45X25H20C2	800		900			950	1000
	234		204			191	179
04X16H9M2	550		600			650	700
	350		311			281	256
X18H8	600	625	650	675	700	725	750
	324	304	289	272	260	249	238
1X12H2BMΦ	400		500			550	600
	752		453			372	304
1X12BHМΦ	550			565			580
	367			359			340
12X13	450			550			600
	437			318			272

Таблица 5

	Материал ЖСБУ min T = -900° С	ЖСБУ* 800	816 649	ЭИ617 600	ЭИ929 700	ЭИ867 700	ЭП741П 650
1	—	—	8,0	—	14,3	—	—
10	10,1	—	8,6	7,1	10,7	12,7	6,3
10 ²	10,0	8,7	9,3	5,1	7,3	7,8	3,2
10 ³	8,0	7,4	7,8	4,8	7,0	7,7	3,0
≥10 ⁴	8,0	7,3	7,6	4,8	7,0	7,5	3,8

Средний процент различия (вычисленный по данным [7]) пределов длительной прочности за $2 \cdot 10^5$ часов спрогнозированных по соотношению (1.1) и методу ЦКТИ составляет $\delta^{v 23 \cdot 10^5} = -5,4\%$. При отсутствии прямого эксперимента, используется метод, предсказывающий минимальное значение предела длительной прочности. Поэтому использование метода ЦКТИ [7] нецелесообразно.

3. Как показали расчеты, у наиболее жаропрочных лопаточных никелевых сплавов (с допустимой температурой применения 900°C и более), а также наиболее высокопрочных никелевых сплавов, содержащих железо ($\sigma_B(20^\circ \text{C}) > 1200 \text{ МПа}$) соотношение (1.3) (основанное на гипотезе Дорна [3]) нарушается. Для этих материалов зависимость $R(T)$ становится линейной

$$R = A_1 - A_T T \quad (3.1)$$

где A_1 , A_T — постоянные материала.

В табл. 7 представлены результаты статистического анализа упрощенной зависимости (1.1), (3.1), ($n = 4$, $D = -47,6$) с погрешностью δ_{ic} . Применимость модели определялась с помощью статистической гипотезы:

$$K_{ic} = \frac{\delta_{ic}^2 / \delta_i^2}{F_{5\%}(f_{ic}, f_i)} < 1$$

Из табл. 7 видно, что у авиационных лопаточных сплавов коэффициент A_T соотношения (3.1) изменяется незначительно $A_T = 1,4-1,6 \text{ МПа}/^\circ\text{C}$.

Все остальные материалы подчиняются зависимости (1.3). В табл. 8 представлены примеры статистического анализа упрощенной зависимости (1.1), (1.3) ($n = 4$, D — табл. 2) для некоторых материалов рассматриваемого класса. Переход от зависимости (1.3) к зависимости (3.1) характеризуется переходом от степенного закона упрочнения к экспериментальному.

Упрощенная зависимость (1.1), (1.3) позволяет экстраполировать длительную прочность не только по напряжению, но и температуре. При такой экстраполяции определяется единственная постоянная модели B .

В области умеренных температур у сталей и никелевых сплавов наблюдается четкий переход [7, 9] от разрушения вследствие ползучести (длительной прочности) к не зависящему от времени кратковременному разрушению (табл. 8). Как показали вычисления, использование зависимости (1.1), (1.3) в диапазоне температур до 100°C позволяет осуществлять надежную экстраполяцию длительной прочности в области умеренных температур (даже для сталей, легированных титаном или вольфрамом, у которых в широком диапазоне температур соотношение (1.3) часто нарушается) и не проводить, тем самым, испытаний большой продолжительности. Примеры такой экстраполяции по данным [7] даны в табл. 9 (первые строчки соответствуют σ^* , в МПа, а вторые — σ^v). Единственная неизвестная постоянная B зависимости (1.1), (1.3) ($n = 4$; $D = -39$; $T_* = 1473 \text{ K}$)

Таблица 6

N_i	$T, ^\circ\text{C}$	$t-10$	10^2	10^3	10^4	10^5	$2 \cdot 10^5$	$\delta, \%$	$R, \text{МПа}$	
12X18H10T	500	—	340	320	260	200	190	2,1	395	
			340*	306	260	205	189			
	550	—	—	270*	220	166	152	8,2	382	
			260	220	160	110	99			
12X18H9	600	—	260*	219	172	123	110	8,5	340	
			300	250	200	190				
	500	—	—	300*	254	200	183	2,8	391	
			250	180	140	130				
10X17H13M2T	550	—	—	250*	201	150	135	8,5	359	
			175	125	90	80				
	600	—	—	175*	130	90	79	2,5	313	
			310	270	240	205	160			150
10X18H12H3TJ	500	—	310*	282	243	196	145	6,1	355	
			225	190	155	115	85			79
	600	—	225*	192	150	109	73	64	8,8	297
			270	220	180	165				
09X18H9	500	—	—	270*	223	170	155	4,3	372	
			291	243	194	184				
	550	—	—	291*	244	190	173	3,3	385	
			242	274	136	126				
10X12B2MΦ	550	—	—	242*	193	143	128	7,5	354	
			169	121	87	78				
	600	—	—	169*	125	86	75	3,2	309	
			306	255	219	179	170			
10X12B2MΦ	500	—	306*	268	221	169	152	5,5	371	
			281	235	194	160	132			122
	550	—	281*	250	209	162	116	104	8,4	334
			—	—	—	—	—	—		

N_1	$T, ^\circ\text{C}$	N_2	$\delta_{1C}, \%$	$\delta_1, \%$	K_{1C}	$A_1, \text{МПа}$	$A_T, \text{МПа}/^\circ\text{C}$
ЖС6У	900—1200	$T_p > 1000^\circ\text{C}$	9,2	8,2	0,94	2055	1,4
ЖС6У*	800—1050		7,7	7,3	0,85	2048	
ЖС6Ф	800—1000	C_0	7,2	6,7	0,5	2060	
816	649—816		8,1	7,6	0,76	1775	
ЭИ617	600—900		5,4	4,8	0,77	1940	
ЭИ617*	750—880	$T_p \leq 900^\circ\text{C}$	5,6	5,1	0,5	1937	1,5
ЭИ826	750—880	5,1	4,4	0,4	1990		
ЭИ437Б	600—900	7,8	7,2	0,47	1896	1,6	
Н65А10	700—1000	6,9	5,8	0,32	2122		
ЭИ929	700—950	$T_p \geq 900^\circ\text{C}$	7,8	7,0	0,85		2130
ЭИ867	700—950	8,0	7,5	0,86	2127		
— Inconel 718 (Ni—Cr— Fe—Mo— Nb)	427—566	$\sigma_b (20^\circ\text{C}) >$ $>1200 \text{ МПа}$	2,0	1,8	0,3	3273	3,4

была определена по отмеченному звездочкой экспериментальному значению предела длительной прочности.

Градусом отмечены экспериментальные значения предела кратковременной прочности σ_b . Расчетным значением предела прочности σ является минимальное из значений σ_b и величины σ , вычисленной по зависимости (1.1):

$$\sigma = \min(\sigma_b, \sigma_{(1.1)}) \quad (3.2)$$

Из табл. 9 видно, что прогноз по методу ЦКТИ [7] по испытаниям длительностью 10^4 часов, в среднем, также несколько превышает предел длительной прочности за $2 \cdot 10^5$ часов, вычисленный по методу (1.1), (1.3), (3.2) — σ^V по испытаниям длительностью до 10^3 часов. Поэтому использование метода [7] нецелесообразно.

Соотношения (1.1), (1.3) (или (3.1)), (3.2) позволяют спрогнозировать температуру $T_{t_*}^*$, при которой длительная прочность (зависимость от времени предела прочности материала) реализуется только при времени не менее t_* :

$$T_{t_*}^* = \frac{T_*}{\lg(R_{t_*}^*/R)/0,525 + T_*/T} \quad (3.3)$$

где R — значение, вычисленное по зависимости (1.1), по которому осуществляется прогноз, $R_{t_*}^*$ — значение R , вычисленное по зависимости (1.1) при указанном значении t_* и $\sigma = \sigma_b(T_{t_*}^*)$.

4. Актуальной проблемой атомной энергетики является оценка длительной прочности материалов (особенно в случае ее снижения) в условиях нейтронного облучения. Наиболее существенное систематическое снижение длительной прочности наблюдается при облучении сплавов с высоким содержанием хрома (не менее 10%) [5].

При плотности потока быстрых и тепловых нейтронов не менее 10^{17} — 10^{18} $\text{нм}^{-2}\text{с}^{-1}$ наблюдается максимальное снижение длительной прочности и дальнейшее увеличение плотности потока, практически не изменяет результат [5].

Таблица 8

N_1	$T, ^\circ\text{C}$	$\delta_{1c}, \%$	$\delta_1, \%$	K_{1c}	D_1	T_*, K
ЭП741П	650—800	3,7	3,0	0,89	2,24	1673
ЭИ698ВД	650—700	5,3	5,1	0,89	2,06	
ЭИ388	600—700	10,4	7,5	0,38	1,9	
X12M	500—600	5,3	4,9	0,7	1,76	
ЭИ696М	500—750	7,4	3,9	0,92	1,97	
ЭИ395	550—700	5,4	3,8	0,79	1,89	
Timken 35—15	649—982	6,4	4,2	0,97	1,79	
ASTM 316	427—816	3,3	3,0	0,4	1,86	
45X25H20C2	800—1000	2,1	1,2	0,65	1,65	
03X16H9M2	550—700	3,6	3,0	0,53	1,61	
X18H8	600—800	4,6	4,3	0,65	1,62	1473
1X12BHMФ	550—580	6,7	6,3	0,61	1,62	

Таблица 9

N_1	$T, ^\circ\text{C}$	$t-10$	$3 \cdot 10^2$	10^3	10^4	10^5	$2 \cdot 10^5$	$\delta, \%$	$R, \%$
12X18H10T	450	380°	380°	380°	380°	340	320	3,2	—
		380	380	380	372	321	303		
	500	380°	330	320	260	200	190		
		365°	330*	310	265	210	193		
	450	380°	380°	380°	380°	310	280		
		380	380	380	360	308	289		
12X18H9	500	380	330	300	250	200	190	3,0	—
		356	319	300*	253	199	182		

Это дает возможность оценки максимального снижения долговечности в условиях нейтронного облучения.

Для отечественной атомной энергетики наиболее важными материалами, из рассматриваемого класса, являются аустенитные стали (сплавы) средней прочности: X20H45M4, X16H15M3Б, X18H10T, X18H9 и другие, длительная прочность которых описывается зависимостью (1.1) с $n = 4$, $D = -39$ (табл. 2). В условиях облучения (как показали расчеты по данным [5]) применимо прогнозирование длительной прочности по соотношению (1.1) и показатель длительной прочности n имеет то же значение, что и без облучения ($n = 4$). Облучение материалов, как правило, приводит к существенному увеличению кратковременной прочности. Поэтому в условиях облучения постоянная D принимает значение, соответствующее высокопрочным сталям $D = -44$ (табл. 2).

В табл. 10 представлены расчетные значения параметра $R^*(D = -39)$ — без

N_1	$T, ^\circ\text{C}$	$R^{\delta 10}, \text{МПа}$	$\delta, \%$	$R^p, \text{МПа}$	$\delta, \%$	$\Delta R^p, \text{МПа}$	Флюенс
03X20H45M4BЧ	550	466	3,6	600	2,4	134	$4,2 \cdot 10^{17}$ (0,1 МэВ) $4,7 \cdot 10^{17}$ (тепловых)
	600	396		534		138	
	650	349		490		141	
	700	284		418		134	
	750	258		386		128	
	550	473		599		126	
03X20H45M4БРЦ	600	397	4,0	542	1,6	145	
	650	354		498		144	
	750	255		390		135	
0X16H15M3Б	650	330	2,7	467	1,8	137	
X18H9	500	400	5,6	541	5,5	144	—
	650	275		422		144	
06X18H10Т	550	370	6,7	495	3,5	125	10^{17}
	600	335		480		145	
X18H10Т	650	288	4,8	413	4,4	125	$5,6 \cdot 10^{25}$ н/м ²
0X16H15M3Б	700	327	4,7	464	2,0	137	$4,2 \cdot 10^{17}$ н/м ²
X18H10Т	650	288	4,8	433	1,0	145	$6 \cdot 10^{24}$ н/м ²

облучения и в условиях радиации (нейтронного облучения) R' . В условиях облучения параметр R получает приращение $R' = R^0 + \Delta R^p$. При этом, как видно из табл. 10, для рассматриваемого класса материалов, диапазон изменения величины ΔR^p невелик: $\Delta R^p = 125-145$ МПа. Это дает возможность оценки минимальной долговечности этих сплавов в условиях облучения по результатам испытаний без облучения продолжительностью до 10^3 часов (для определения величины R^0). Расчет выполняется по соотношению (1.1) с $n = 4$, $D = -44$, $R = R^0 + 125$ МПа. При этом максимальная погрешность определения параметра R не превосходит 5%.

5. Выше рассматривалось определение средних значений предела длительной прочности $\langle \sigma \rangle$, соответствующих 50% вероятности разрушения. Важное практическое значение имеет определение гарантированных значений предела длительной прочности $\bar{\sigma}$, которое обычно принимается соответствующим 1% вероятности разрушения [7]. Как показали расчеты при оценке гарантированной долговечности соотношение (1.1) следует записать в следующем виде:

$$\lg \bar{t}_* = D + 17 \lg \langle R \rangle - n \lg \frac{\bar{\sigma}}{R - \bar{\sigma}} \quad (5.1)$$

При $\bar{R} = \langle R \rangle$ соотношения (1.1) и (5.1) совпадают ($\bar{t}_* = t_*$, $\bar{\sigma} = \sigma$). Для зависимости (5.1) применимы все рассмотренные выше способы фиксации коэффициентов D , n ; аппроксимации функции $\langle R(T) \rangle$ и прогнозирования. При этом (как показали расчеты) соотношение (5.1) обеспечивает такую же точность прогнозирования, как и соотношение (1.1).

В табл. 11 представлены приметы прогнозирования гарантированных значений пределов длительной прочности (вторые строчки) по данным ЦКТИ [7], указаны

Таблица 11

N_i	$T, ^\circ\text{C}$	10^3	10^4	10^5	$2 \cdot 10^5$	$\bar{\delta}^y, \%$	$R, \text{МПа}$	$(R^y)/\bar{R}^y$		
12X18H10T	400	279°	279°	279°	279°	0	544	1,36		
		279°	279	279	279		401			
	450	279°	279°	250	236	6,5	465			
		279	272	234	220		342			
	500	236	191	147	140	8,1	405			
		236	203	163	150		298			
	550	199	151	112	103	9,1	372			
		199*	162	122	110		282			
	600	162	118	82	73	0	526		1,35	
		162*	127	91	81					
12X18H9	400	279°	279°	279°	279°	0	389	1,35		
		279°	279°	228	206		449			
	450	279	255	216	203	3,9	332			
		221	184	147	140		391			
	500	221*	187	147	134	8,3	289			
		184	132	103	95		359			
	550	184*	147	108	97	2,7	272			
		129	92	66	58,5		313			
	600	129*	96	66	58,3	3,6	230			
		242	212	165	147		411			
08X16H11M3	500	242*	210	169	156	3,6	302	1,36		
		185	160	124	116		359			
	550	185*	150	112	101	8,2	266			
		176	150	118	110		352			
	500	176*	141	104	94	9,3	260			
		114	84	62	58		298			
	600	114*	83	56	49	8,6	224			
		199	162	132	121		372			
	12X18H12M3TЛ	500	199*	164	125	114	4,4		274	1,36
			214	179	143	135			385	

N_i	$T, ^\circ\text{C}$	10^3	10^4	10^5	$2 \cdot 10^5$	$\bar{\sigma}^v, \%$	$R, \text{МПа}$	$\langle R^v \rangle / \bar{R}^v$
09X18H9	500	214	180	140	128	3,2	284	1,36
		178	128	100	92,3		354	
	550	178*	141	103	92,8	6,8	267	1,33
		125	89,3	63,8	57		309	
	600	125*	92,5	63,2	55,6	3,3	228	1,36
		232	191	151	140		404	
08X18H10T	500	232*	200	160	147	4,1	293	1,38
		125	88	69,7	62,2		310	
	600	125*	93	63,5	55,9	7,3	227	1,36

гарантированные значения пределов длительной прочности $\bar{\sigma}^v$, спрогнозированные по зависимости (5.1) или (5.1), (1.3) ($R = \langle R \rangle$) ($T_* = 1473\text{K}$) с $n = 4$, $D = -39$ (табл. 2). Прогнозируемые значения параметров $\langle R \rangle$, $\langle R^v \rangle$ и \bar{R} (\bar{R}) были определены по отмеченным звездочками экспериментальным значениям гарантированных $\bar{\sigma}$ (табл. 11, первые строчки) и средних $\langle \sigma^* \rangle$ пределов длительной прочности за 10^3 часов. Из табл. 11 видно, что среднеквадратическое отклонение $\bar{\sigma}^v$ разработанного метода от метода ЦКТИ [7] не превосходит 10%. Метод [7] (как и при прогнозировании средних значений) завышает гарантированный предел длительной прочности за $2 \cdot 10^5$ часов, в среднем, на 2,7%, поэтому использование метода [7] по испытаниям длительностью 10^4 часов не целесообразно.

Из табл. 11 видно, что отношение $\langle R \rangle / \bar{R}$ слабо зависит от температуры и может быть принята гипотеза:

$$\langle R \rangle / \bar{R} = \text{const} \quad (5.2)$$

Соотношения (5.1), (5.2) с использованием зависимости (1.3) или (3.1) (при $R = \langle R \rangle$) позволяет осуществлять экстраполяцию гарантированных значений (аналогично экстраполяции средних значений) пределов длительной прочности по температуре. В область умеренных температур такая экстраполяция осуществляется с использованием соотношения, аналогичного (3.2):

$$\bar{\sigma} = \min(\bar{\sigma}_B, \sigma_{(5.1)}) \quad (5.3)$$

где $\bar{\sigma}_B$ — экспериментальное значение гарантированного предела прочности, $\sigma_{(5.1)}$ — гарантированное значение предела длительной прочности, вычисленное по соотношению (5.1). Примеры такой экстраполяции даны в табл. 11. Температура перехода от кратковременной к длительной прочности T_{10} вычисляется по соотношению, аналогичному (3.3). При этом (как показали вычисления) для гарантированной длительной прочности справедлива та же табл. 12, что и для средних значений.

Из табл. 11 видно, что у жаропрочных материалов диапазон изменения отношения $\langle R \rangle / \bar{R}$ достаточно узок и при отсутствии необходимой информации может быть принято

$$\langle R \rangle / \bar{R} = 1,35 \quad (5.4)$$

T, °C	t = 1	10	10 ²	10 ³	10 ⁴	3 · 10 ⁴	10 ⁵	3 · 10 ⁵
427	453°	453°	453°	453°	453°	453°	453°	453°
	453	453	453	453	453	453	453	453
454	445°	445°	445°	445°	445°	422	394	356
	445	445	445	445	445	423	380	338
482	437°	437°	437°	436	380	337	299	267
	437	437	437	437	372	335	293	254
510	422°	422°	422°	363	299	264	228	199
	422	422	422	368	299	263	224	289
538	411°	411°	364	296	236	202	173	148
	411	411	364	305	236	202	168	140
566	394	372	305	242	186	157	132	112
	395	360	310	249	186	156	127	103
593	376	317	256	198	146	122	100	82
	355	315	263	203	144	120	96	77
621	327	270	215	162	115	94	76	62
	316	273	220	163	112	91	72	57
649	281	230	180	132	91	72	52	47
	281*	236	184	132	88	70	55	43
677	246	195	150	108	72	57	44	34
	249	203	153	106	69	55	42	33
704	211	167	126	87,9	56,2	43,6	33,7	26,0
	220	174	126	85,2	54,0	42,6	32,6	25,4
732	183	141	105	73,1	45,0	34,5	25,3	19,0
	193	148	105	68,8	42,7	33,5	25,5	19,8
760	158	120	87,2	59,0	35,2	26,7	19,7	14,8
	169	126	86,5	55,6	34,0	26,6	20,1	15,5
788	137	103	73,8	47,8	27,4	20,4	14,8	—
	133	107	72,0	45,4	27,4	21,3	16,1	—
816	119	88	61,9	39,4	21,8	16,2	—	—
	129	91	60,0	37,2	22,2	17,2	—	—

В табл. 12, 13 представлены экспериментальные данные ASME [9] для широко используемых (особенно в энергетике) за рубежом жаропрочных материалов аустенитной стали ASTM316 и высокопрочного никелевого сплава Inconel 718 (Ni — Cr — Fe — Mo — Nb). До $3 \cdot 10^4$ часов (включительно) $\bar{\sigma}^*$ — это экспериментальные значения гарантированных пределов длительной прочности (первые строчки). Для 10^5 и $3 \cdot 10^5$ часов $\bar{\sigma}^*$ — это прогноз, выполненный по методу ASME [9] (обобщению метода Ларсона — Миллера). Кроме того, на 10^5 часов имелись контрольные точки, позволяющие оценить средние (но не гарантированные) пределы длительной прочности (вторые строчки соответствуют δ^v).

Для стали ASTM316 (табл. 12) экспериментальное значение, использованное для определения единственного неизвестного коэффициента B зависимости (1.3), отмечено звездочками. Значения σ^v спрогнозированы по соотношениям (5.1), (5.3), (5.4), (1.3):

$$\lg \bar{t}^* = -44 + 17 \lg \langle R \rangle - 4 \lg \frac{\bar{\sigma}}{R - \bar{\sigma}} \quad (5.5)$$

$T, ^\circ\text{C}$	$t = 10$	10^2	10^3	$3 \cdot 10^3$	10^4	$3 \cdot 10^4$	10^5	$3 \cdot 10^5$
427		1181°	1181°	1181°	1181°	1181°	1125	1083
		1181	1181	1181	1181	1179	1128	1073
454	1209°	1209°	1209°	1167	1118	1062	1026	984
	1209	1209	1188	1161	1124	1083	1027	967
482	1195°	1195°	1111	1062	1012	970	914	872
	1173	1146	1101	1071	1029	983	922	858
510	1195°	1111	1012	956	907	858	802	745
	—	—	1012*	977	930	879	813	745
538	1125	1012	915	858	801	745	689	633
	—	978	915*	878	826	770	701	632
566	1026	914	801	745	689	640	570	520
	—	889	818	774	717	658	588	520

$$\frac{\langle R \rangle}{R} = 1,35, \lg \langle R \rangle = B + 0,525 \frac{1473}{T}, B = 1,86^*$$

Из табл. 12 видно удовлетворительное соответствие зависимости (5.5) эксперименту $\delta^v = 3,3\%$; $T_{3 \cdot 10^5} = 427^\circ\text{C}$.

Для сплава Inconel 718 (табл. 12) звездочками отмечены два экспериментальных значения $\bar{\sigma}^*$, использованные для определения коэффициентов A_1 , A_T в зависимости (3.1). Значения σ^v спрогнозированы по соотношениям (5.1), (5.3), (5.4), (3.1):

$$\lg \bar{t}^* = -47,6 + 17 \lg \langle R \rangle - 4 \lg \frac{\bar{\sigma}}{R - \bar{\sigma}} \quad (5.6)$$

$$\frac{\langle R \rangle}{R} = 1,35, \langle R \rangle = A_1 - A_T T, A_1 = 3273^*, A_T = 3,4$$

Из табл. 12 видно удовлетворительное соответствие зависимости (5.6) эксперименту: $\delta^v = 2,0\%$; $T_{3 \cdot 10^5} = 393^\circ\text{C}$.

В среднем, гарантированные значения пределов длительной прочности, спрогнозированные по разработанному методу и методу ASME [9], практически совпадают ($\langle \delta^{3 \cdot 10^5} \rangle \approx 0$). Из табл. 12, 13 видно, что разработанный метод значительно эффективнее всех существующих, позволяя осуществлять надежную экстраполяцию длительной прочности по напряжению и температуре (во всем диапазоне рабочих температур) по одному или нескольким статистически достоверным экспериментальным значениям предела длительной прочности за время не более 10^3 часов с погрешностью не более 5%.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 01-16507).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шестериков С. А., Юмашева М. А. Конкретизация уравнения состояния в теории ползучести//Изв. АН СССР. МТТ. 1984. № 1. С. 86—91.
2. Аршакуни А. Л., Чередеева Л. В. Учет зависимости энергии активации от температуры в определяющем соотношении длительной прочности металлов//Проблемы прочности. 1989. № 12. С. 11—18.
3. Orr R. L., Sherby O. D., Dorn J. E. Correlations of rupture data for metals at elevated temperatures//Trans. ASM. 1954. V. 46. P. 113—128.
4. Blass J. J., Corum J. M., Chang S. J. Methods for very high temperature design//Structural design criteria for HTR. Jülich. 1989. P. 206—224.
5. Киселевский В. Н. Прочность конструкционных материалов ядерных реакторов. Киев: Наук. думка, 1990. 166 с.
6. Crip data sheets. Tokyo: NRIM, 1986, № 3В. 30р.
7. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989, 528с.
8. Аршакуни А. Л. Обобщенная кинетическая модель ползучести и длительной прочности металлов в условиях смешанного характера процесса ползучести и нестационарного нагружения//Проблемы прочности. 1990. № 4. С. 49—59.
9. Cases of ASME boiler and pressure vessel code. New York: ASME, 1988. N — 47—28. 159 p.

Москва

Поступила в редакцию
18.X.1993