

5. Мельников А. Ф., Бровман М. Я. Метод определения сопротивления деформации и устройство для его осуществления. Авторское свидетельство № 133038. «Бюллетень изобретений», 1960, № 21.
6. Зюзин В. И., Бровман М. Я., Мельников А. Ф. Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. М., «Металлургия», 1964.
7. Тарновский И. Я., Бровман М. Я., Серебренников В. Н., Додин Ю. С., Римен В. Х., Волкогон Г. М. Энергосиловые параметры прокатки цветных металлов. М., «Металлургия», 1975.
8. Бровман М. Я. Нагружающее устройство к испытательным машинам. Авторское свидетельство № 207451. «Бюллетень изобретений», 1968, № 2.
9. Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций. М., «Наука», 1966.
10. Шварцбарт Я. С. Состояние и перспективы развития теории расчета высокотемпературных напряжений течения металла. — В кн.: Теория прокатки. М., «Металлургия», 1975.

УДК 539.385

УСТАЛОСТНАЯ ПРОЧНОСТЬ ВАЛОВ

В. Д. Кулиев, Г. П. Черепанов

(Москва)

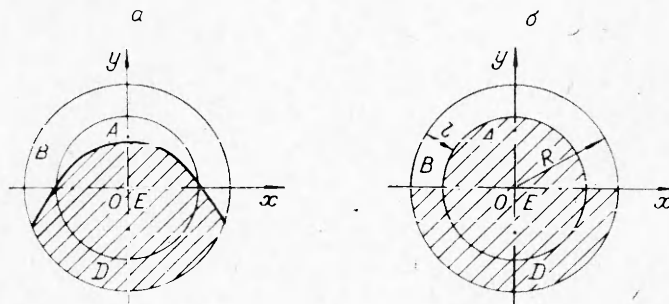
В настоящее время при расчете на усталостную прочность изделий машиностроения обычно применяют правило Майнера суммирования повреждаемости и эмпирические кривые типа кривой Велера. При этом не учитывается постепенное развитие усталостных трещин в течение эксплуатации, приводящее к полному разрушению конструкции. Поэтому физически более обоснованы методы расчета усталостной прочности, учитывающие рост трещин усталости. Ниже предлагается метод расчета усталостной прочности, основанный на теории роста усталостных трещин, развитый одним из авторов [1]. Рассмотрена конкретная проблема разрушения круглого вала, подвергнутого чистому изгибу при вращении. Эта проблема представляет большой практический интерес. Вначале формулируются основные допущения, затем определяется коэффициент интенсивности напряжений на кромке усталостной трещины; из простого дифференциального уравнения определяется число циклов до разрушения (долговечность вала). Указываются способы оценок длины начальной трещины и констант материала, фигурирующих в теории усталостных трещин; приводится численный пример расчета усталостной долговечности вала.

1. Основные допущения и постановка задачи. Пусть сплошной цилиндрический вал кругового поперечного сечения подвергается чистому изгибу под действием изгибающего момента M , вращающегося с постоянной угловой скоростью ω_0 . Разрушение такого вала происходит вследствие постепенного развития поперечной усталостной трещины. Наблюдаемые формы этих трещин, как правило, асимметричны вследствие асимметрии начальных трещин, а также вследствие неустойчивости осесимметричного фронта трещины к малым случайным изменениям круговой линии фронта [1]. (Классификацию строения усталостных трещин см., например, в [2].) Тем не менее в данном исследовании будем предполагать, что усталостная трещина в любой момент времени имеет форму кругового концентрического кольца, растущего от границы вала. Другое допущение состоит в том, что ширина кольца в начальный момент времени считается равной l_0 , гораздо меньшей радиуса вала.

При нагружении вращающимся моментом в любой фиксированный момент времени часть кольца является зоной D мгновенного контакта (на-

легания) противоположных берегов усталостной трещины, а остальная часть — зона B — является обычной раскрытой трещиной нормального разрыва (фиг. 1, a). Неразрушенную часть поперечного сечения (вне кольцеобразной трещины в ее плоскости) обозначим через E .

На общей границе областей D и B коэффициент интенсивности напряжений будем считать равным нулю. Это допущение традиционно в теории контактных задач теории упругости. На общей границе областей D и E коэффициент интенсивности напряжений больше нуля, причем этот коэффициент тем больше, чем ближе рассматриваемая точка контура трещины к точке A , лежащей на линии симметрии областей D и E — оси y (фиг. 1, a). Выберем начало декартовой прямоугольной системы координат xu в центре поперечного сечения вала.



Ф и г. 1

В зоне $D + E$ сечения в силу симметрии касательные напряжения равны нулю; отлично от нуля лишь осевое напряжение σ_z (в зоне B величина σ_z также равна нулю). Примем следующие допущения:

- а) ось x является нейтральной осью, разделяющей область сжатия $y < 0$ и область растяжения $y > 0$ (т. е. при $y=0$ $\sigma_z = 0$);
- б) общая граница областей B и D лежит на оси x .

Второе допущение вытекает из первого. Идеализированная форма рассматриваемого поперечного сечения изображена на фиг. 1, б.

2. Коэффициент интенсивности напряжений. Обозначим через K_I коэффициент интенсивности напряжений на контуре трещины нормального разрыва (величина K_I в силу условия симметрии зависит лишь от y). Функция $K_I(y)$ в силу принятых допущений монотонно возрастает с ростом y от нуля при $y = 0$ до $K_{I\max}$ в точке A (фиг. 1, б).

Аппроксимируем напряжение σ_z в области $D + E$ (где оно отлично от нуля) следующими выражениями:

$$(2.1) \quad \sigma_z(x, y) = \begin{cases} \frac{by \sqrt{(R - ml)^2 - (x^2 + y^2)}}{\sqrt{(R - l)^2 - (x^2 + y^2)}} & \text{при } y > 0, \\ ay & \text{при } y < 0 \end{cases}$$

$$(m = 0,3711187875),$$

где R — радиус вала; l — ширина кольцеобразной усталостной трещины в рассматриваемый момент времени; a и b — неизвестные положительные постоянные, подлежащие определению.

Аппроксимация (2.1) правильно описывает все основные качественные особенности поля σ_z : при $y = 0$ $\sigma_z = 0$, с ростом $|y|$ величина σ_z монотонно растет, $\sigma_z(x, y) = \sigma_z(-x, y)$, на общей границе областей B и E

напряжение имеет требуемую особенность. Постоянные a и b определим из двух уравнений равновесия

$$(2.2) \quad \int_{D+E} \int \sigma_z(x, y) dx dy = 0, \quad \int_{D+E} \int y \sigma_z(x, y) dx dy = M.$$

Подставляя выражение (2.1) для σ_z в (2.2), после некоторых вычислений находим

$$(2.3) \quad b = \frac{24M}{R^4 [16kqQ(k) + 3\pi P(k)] q^3}, \quad a = bq^3 P(k),$$

где

$$P(k) = (1 - k^2) F\left(k, \frac{\pi}{2}\right) + (2k^2 - 1) E\left(k, \frac{\pi}{2}\right);$$

$$Q(k) = \int_0^1 \sqrt{1 - k^2 t^2} \left[(1 - k^2) F\left(k \sqrt{\frac{4 - t^2}{1 - k^2 t^2}}, \frac{\pi}{2}\right) + \right.$$

$$\left. + (2k^2 - 1 - k^2 t^2) E\left(k \sqrt{\frac{4 - t^2}{1 - k^2 t^2}}, \frac{\pi}{2}\right) \right] dt, \quad k = \frac{1}{q} \left(1 - \frac{l}{R}\right), \quad q = 1 - m \frac{l}{R}.$$

Здесь $F(k, \pi/2)$, $E(k, \pi/2)$ — полные эллиптические интегралы первого и второго рода соответственно

$$F\left(k, \frac{\pi}{2}\right) = \int_0^{\pi/2} \frac{d\psi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \psi}}, \quad E\left(k, \frac{\pi}{2}\right) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \psi} d\psi.$$

В частности, при $l = 0$ имеем

$$a = 4M/\pi R^4, \quad b = a.$$

Вычислим коэффициент интенсивности напряжений $K_{I \max}$ в точке A , определяемый следующим образом:

$$K_{I \max} = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} [V \sqrt{2\pi\varepsilon} \sigma_z(0, y)]$$

(ε — расстояние до точки A).

Используя формулы (2.1), (2.3), находим

$$(2.4) \quad K_{I \max} = \frac{24M \sqrt{\pi k q (1+k)(1-km)}}{R^3 q^2 [16kqQ(k) + 3\pi P(k)]} \sqrt{l}.$$

График зависимости безразмерной величины $K_{I \max} R^{3/2}/M$ от безразмерной глубины трещины l/R приведен на фиг. 2.

Отметим, что для весьма неглубоких трещин, согласно формуле (2.4), имеем

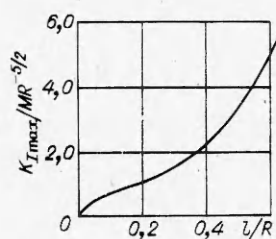
$$K_{I \max} \sim \frac{4,486M}{\pi R^3} \sqrt{\pi l} \quad \text{при} \quad \frac{l}{R} \rightarrow 0.$$

Эта асимптотическая формула отвечает равномерному растяжению полуплоскости с краевой трещиной, причем величина растягивающего напряжения на бесконечности равна $4M/(\pi R^3)$ (т. е. максимальному растягивающему напряжению σ_z в круговом стержне, изгибаемом моментом M). Таким образом, формула (2.4) является точной при $l \ll R$. Область ма-

ных длин трещин вносит наибольший вклад в усталостную долговечность, поэтому именно в этой области необходимо стремиться к как можно более точному определению коэффициента интенсивности напряжений.

Формулу (2.4) с погрешностью 1% аппроксимируем следующим выражением:

$$K_{I \max} = \frac{M}{R^{3/2}} \left[4,486 \sqrt{\frac{l}{\pi R}} + \frac{32}{3\pi \left(1 - \frac{l}{R}\right)} \sqrt{\pi \left(1 - \frac{l}{R}\right)} \frac{l}{R} - 3,075 \frac{l}{R} + 1,16 \left(\frac{l}{R}\right)^2 + 0,8 \frac{0,35 - \frac{l}{R}}{\sqrt{1 - \frac{l}{R}}} \left(\frac{l}{R}\right)^3 \right] \quad \left(0 < \frac{l}{R} < 1\right).$$



Ф и г. 2

3. Определение числа циклов до разрушения. Скорость роста усталостных трещин с учетом пластических и временных кинетических эффектов дается выражением [1]

$$(3.1) \quad \frac{dl}{dN} = f(K_{I \max}, K_{I \min}),$$

$$\text{где} \quad f(K_{I \max}, K_{I \min}) = -\beta \left(\frac{K_{I \max}^2 - K_{I \min}^2}{K_{Ic}^2} + \ln \frac{K_{Ic}^2 - K_{I \max}^2}{K_{Ic}^2 - K_{I \min}^2} \right) + \frac{2\pi}{\omega} v_0 \exp \left[\frac{\lambda}{2} (K_{I \max} + K_{I \min}) \right] I_0 \left[\frac{\lambda}{2} (K_{I \max} - K_{I \min}) \right].$$

Здесь N — число циклов синусоидального нагружения; K_{Ic} — вязкость разрушения; $I_0(x)$ — функция Бесселя нулевого порядка от мнимого аргумента; ω — частота нагружения; β, λ, v_0 — константы материала.

Время t , очевидно, выражается через N и ω следующей формулой:

$$t = 2\pi N / \omega.$$

Формула (3.1) обнаруживает хорошее совпадение с экспериментальными данными для многих материалов [1].

Решение уравнения (3.1) в каждом конкретном случае позволяет учесть влияние следующих факторов: амплитуды и среднего значения нагрузки за цикл, геометрии тела и прежде всего величины и расположения начального дефекта l_0 , частоты ω , температуры тела и др.

Решение дифференциального уравнения (3.1) можно записать в явном виде

$$(3.2) \quad N = \int_{l_0}^l \frac{dl}{f(K_{I \max}, K_{I \min})} \quad (\text{при } l = l_0, \quad N = 0).$$

Рост усталостной трещины продолжается до тех пор, пока коэффициент интенсивности напряжений не достигнет предельной величины K_{Ic} , после чего разрушение будет неустойчивым динамическим. Поэтому если в

качестве верхнего предела интегрирования в (3.2) подставить критическое значение $l = l_*$, определяемое как наименьший корень уравнения

$$(3.3) \quad K_{I \max}(l_*) = K_{Ic},$$

то формула (3.2) даст число циклов нагружения N_f , требующихся для разрушения конструкции.

В рассматриваемой задаче $K_{I \min} = 0$, а $K_{I \max}$ дается формулой (2.4).

Приведем некоторые результаты вычислений, проведенных в пренебрежении кинетическими временными эффектами* (при этом в формуле (3.2) надо положить $v_0 = 0$). Формула (3.2) в этом случае, согласно (2.4), принимает вид

$$(3.4) \quad \frac{\beta N_f}{R} \int_{l_*/R}^{l_0/R} \frac{dt}{\gamma(t) + \ln[1 - \gamma(t)]},$$

где

$$\gamma(t) = \frac{576\pi(1-m)M^2t(1-t)[2-t(1+m)]}{R^5 K_{Ic}^2 (1-mt)^6 \left[16(1-t)Q\left(\frac{1-t}{1-mt}\right) + 3\pi P\left(\frac{1-t}{1-mt}\right) \right]^2}.$$

Согласно формулам (2.4), (3.3), критическая величина $l_{**} = l_*/R$ зависит лишь от безразмерного момента M_*

$$M_* = M/K_{Ic}R^{5/2}.$$

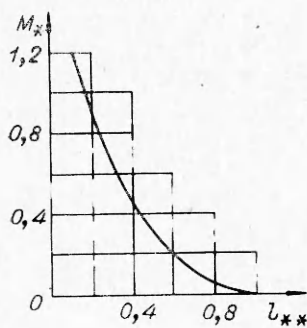
На фиг. 3 представлена эта зависимость $l_{**}(M_*)$, определенная численно при помощи уравнений (2.4), (3.3). Кривая фиг. 3 отвечает хрупкому разрушению; по физическому смыслу она аналогична кривой Гриффитса.

Из формулы (3.4) вытекает, что безразмерная долговечность $\bar{N}_* = \beta N_f/R$ зависит лишь от l_0/R и M_* . Функция $N_*(M_*, l_0/R)$ протабулирована на ЭВМ М-222; в табл. 1 приведены значения этой функции для ряда значений M_* и l_0/R , представляющих практический интерес. Для промежуточных значений нужно использовать интерполяцию.

4. Определение постоянных K_{Ic} , l_0 , β . Для того чтобы воспользоваться результатами теоретических расчетов долговечности, представленных в табл. 1, нужно знать заранее постоянные материалы вала K_{Ic} , l_0 и β .

Оценка l_0 . Определению вязкости разрушения K_{Ic} и начального размера дефекта l_0 посвящена обширная литература по экспериментальной механике разрушения и дефектоскопии. Отметим лишь один простой прием, который позволяет теоретически оценить величину l_0 по известным пределу прочности σ_B и вязкости разрушения K_{Ic} .

В нашей задаче для очень малых длин трещины $l/R \ll 1$ коэффициент интенсивности напряжений в точке А (см. фиг. 1, б) равен $1,1215\sigma\sqrt{\pi l}$, где σ — наибольшее напряжение в растянутом волокне на поверхности вала. Будем считать, что при $\sigma = \sigma_B$ и $K_I = K_{Ic}$ $l = l_0$ (это соответствует допущению об иде-

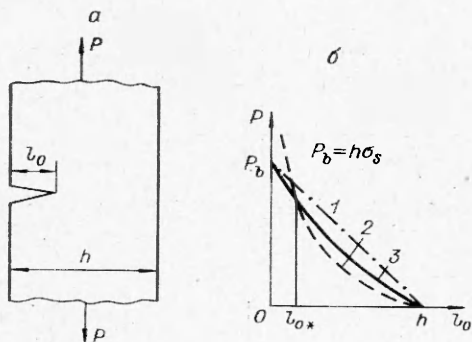


Ф и г. 3

* Для металлов во многих практически интересных случаях ими можно пренебречь.

Таблица 1

$\frac{l_0/R}{M^*}$	0,175	0,15	0,1	0,075	0,05	0,03	0,025	0,02	0,015	0,01
0,7645	0,112	0,220	0,713	1,28	2,475	4,879	6,066	7,8 ³	10,71	16,3
0,7265	0,167	0,309	0,935	1,647	3,135	6,109	7,574	9,74	13,3	20,2
0,6903	0,240	0,423	1,216	2,106	3,952	7,629	9,437	12,1	16,5	25,0
0,6560	0,335	0,570	1,569	2,680	4,970	9,512	11,740	15,0	20,4	30,9
0,6232	0,457	0,757	2,013	3,396	6,237	11,85	14,594	18,6	25,3	38,2
0,5919	0,615	0,995	2,572	4,294	7,817	14,75	18,14	23,1	31,3	47,2
0,5620	0,817	1,30	3,276	5,42	9,793	18,37	22,55	28,7	38,8	58,3
0,5333	1,076	1,68	4,160	6,84	12,23	22,89	28,07	35,7	48,1	72,3
0,5058	1,407	2,18	5,28	8,62	15,37	28,56	34,97	44,4	59,8	89,7
0,4795	1,83	2,80	6,70	10,87	19,23	35,68	43,64	55,4	74,5	111
0,4542	2,38	3,61	8,50	13,72	24,22	44,65	54,57	69,2	92,9	139
0,4299	3,08	4,63	10,79	17,3	30,49	56,01	68,4	86,6	116	174
0,4066	3,98	5,94	13,71	21,9	38,43	70,44	85,9	108,8	146	218
0,3843	5,14	7,63	17,46	27,8	48,63	88,84	108,3	137,0	184	274
0,3628	6,64	9,81	22,28	35,4	61,67	112,4	137,0	173,1	232	345
0,3422	8,58	12,6	28,50	45,2	78,47	142,7	173,8	219,5	294	437
0,3224	11,12	16,3	36,56	57,8	100,2	181,9	221,4	279,5	374	556
0,3033	14,44	21,1	47,08	74,3	128,5	232,8	283,3	357,4	478	711
0,2851	18,81	27,4	60,86	95,9	165,5	299,4	364,2	459,2	613	912
0,2676	24,59	35,7	79,03	124,3	214,2	386,9	470,5	593,0	792	1177
0,2508	32,3	46,8	103,1	161,9	278,6	502,9	611,1	770,1	1028	1527
0,2347	42,6	61,6	135,3	212,2	364,6	657,3	798,7	1006	1343	1994
0,2193	56,4	81,5	178,6	279,7	480,2	864,8	1050,5	1323	1765	2620
0,2045	75,3	108,6	237,3	371,3	636,7	1145,8	1391,5	1752	2337	3467
0,1903	101,1	145,7	317,7	496,5	850,7	1529,7	1857,3	2338	3117	4625
0,1767	136,9	197,0	428,7	669,4	1145,9	2059,3	2499,3	3146	4494	6221
0,1638	186,8	268,6	583,5	910,6	1557,7	2797,7	3395,6	4273	5695	8445
0,1514	257,4	369,7	802,1	1250,9	2133,5	3838,7	4658,6	5861	6943	11580



Ф и г. 4

лием P на бесконечности (фиг. 4). Материал пластины считаем идеальным упругопластическим с характерным пределом текучести σ_s . Характер разрушения (хрупкое или вязкое) определяется числами хрупкости χ [1], которых в данном случае будет два:

$$\chi_1 = K_{Ic}^2 / \sigma_s^2 l_0, \quad \chi_2 = K_{Ic}^2 / \sigma_s^2 h.$$

Идеально вязкое разрушение соответствует предельному случаю, когда $\chi_2 \gg 1$; в этом случае сопротивление пластины прямо пропорционально площади сечения-нетто, а зависимость разрушающего усилия P от l_0 будет прямолинейной, так что при $l_0 = 0$ $P = h\sigma_s$, а при $l_0 = h$ $P = 0$ (линия 1 на фиг. 4, б). Идеально хрупкое разрушение соответствует предельному случаю, когда $\chi_1 \ll 1$; в этом случае зависимость P от l_0 изображена линией 2 на фиг. 4, б (она определяется методами линейной механики разрушения из чисто упругого расчета). Разрушение практически во всех встречающихся случаях протекает в соответствии с кривой 3 фиг. 4, б, лежащей между указанными предельными кривыми 1 и 2. Обозначим через l_{0*} ту длину, которая отвечает пересечению кривых 2 и 3. Очевидно, что если $l_0 > l_{0*}$, то формула (4.1) дает оценку снизу, т. е. размер фактического дефекта больше определяемого формулой (4.1). Если же $l_0 < l_{0*}$, то формула (4.1) дает оценку сверху, т. е. размер фактического дефекта меньше определяемого формулой (4.1). При $l_0 = l_{0*}$ оценка (4.1) будет точной.

Все указанные качественные рассуждения, относящиеся к примеру фиг. 4, непосредственно переносятся на исходную задачу (вал с кольцевой трещиной) простой заменой h на R . На практике обычно реализуется случай весьма малых начальных трещин, когда $l_0 < l_{0*}$; следовательно, формула (4.1), как правило, дает оценку сверху для начальных трещин. Таким образом, применение в расчете на усталостную долговечность в качестве l_0 величины, определяемой формулой (4.1), идет в запас прочности, так что число циклов до разрушения N_f , полученное из такого расчета, при прочих равных условиях будет меньше истинного.

На основе некоторых литературных данных относительно σ_s и K_{Ic} при помощи формулы (4.1) составлена табл. 2, дающая оценку сверху начальной длины l_0 для некоторых марок сталей.

Оценка β . В рассматриваемом случае $v_0 = 0$ величину β можно получить сравнением экспериментальной диаграммы $dl/dN \sim K_{Ic}$ (снимае-

ально хрупком разрушении вала). Отсюда вытекает, что в данном случае

$$(4.1) \quad l_0 = 0,253 K_{Ic}^2 / \sigma_s^2.$$

Этой простой и важной оценкой начальной длины трещины нужно уметь пользоваться в случае вязкого или переходного типа разрушения. Рассмотрим этот вопрос на примере пластины ширины h и постоянной толщины, содержащей сквозную краевую щель длины l_0 и растягиваемой уси-

Т а б л и ц а 2

Материал	σ_B , кг/мм ²	K_{Ic} , кг/мм ^{3/2}	l_0 , мм по формуле (4.1)	Источ- ник
20ХГСНМА	157	339	1,17956	[3]
Ст. 3	51	70	0,47662	[4]
16ГНМА	57	405	12,77264	[5]
22Г	51	300	8,75432	[5]
ШХ15	241	65	0,01840	[6]
50Х	235	82	0,03080	[6]
50ХН	230	76	0,02762	[6]
A216CC	50	550	30,613	[7]
E24 (типа 40ХНМ)	203	126	0,09747	[8]

мой при $K_{Imin} = 0$) с теоретической зависимостью *

$$(4.2) \quad \frac{dl}{dN} = -\beta [K_{It}^2 + \ln(1 - K_{It}^2)], \quad K_{It} = \frac{K_{Imax}}{K_{Ic}}$$

являющейся частным случаем (3.1). Результаты такого сравнения для ряда материалов имеются в работе [1].

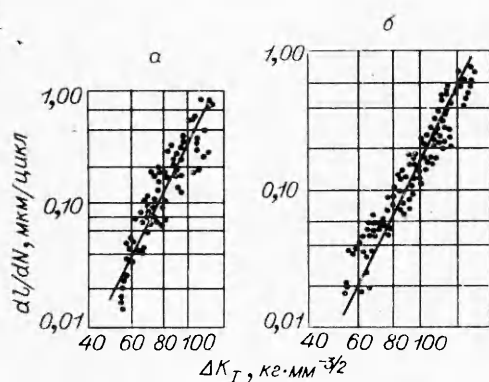
Определим этим методом по известным экспериментальным данным величину β для некоторых марок сталей, применяемых в качестве материала валов.

В работе [9] исследована скорость роста усталостных трещин в низкопрочных сталях 15Х2МФА и ст. 20: Механические свойства этих сталей при комнатной температуре приведены в табл. 3. В [9] стандартные компактные образцы толщиной 20 мм подвергались внецентренному циклическому растяжению (начальная длина трещины составляла 25 мм). После выращивания значительной усталостной трещины те же образцы доламывались для определения критического раскрытия в конце трещины; вязкость разрушения, приведенная в табл. 3, находилась пересчетом по критическому раскрытию [10]. Средний коэффициент асимметрии цикла нагружения, т. е. K_{Imin}/K_{Imax} , равнялся примерно 0,2 (впрочем, при достаточно малых коэффициентах асимметрии их влияние несущественно). На фиг. 5 приведены экспериментальные данные работы [9] и теоретические кривые, построенные при помощи (3.1) (где $v_0 = 0$, $K_{Imin}/K_{Imax} = 0,2$) при следующих значениях β : ст. 20 (фиг. 5, а) — $\beta = 0,234$ мм; ст. 15Х2МФА (фиг. 5, б) — $\beta = 0,0823$ мм. Как видно, эксперимент и теория прекрасно совпадают при указанных значениях β .

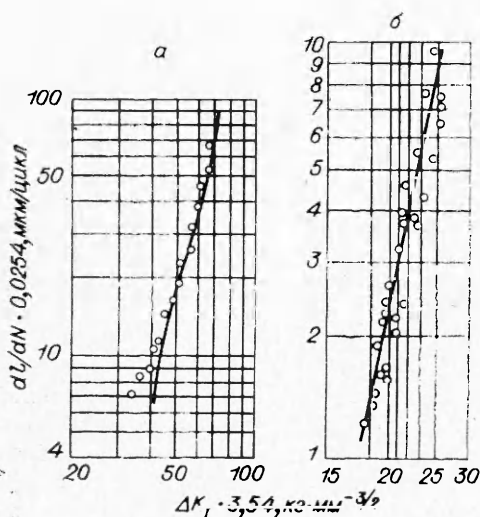
Т а б л и ц а 3

Марка стали	$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_B , кг/мм ²	δ , %	ψ , %	K_{Ic} , кг/мм ^{3/2}
15Х2МФА	53	70,5	20,0	69,4	528
Ст. 20	24,2	45,8	26,6	57,6	574

* Эта формула годится при $K_{Imax} > K_{IY}$, где K_{IY} — пороговый коэффициент интенсивности напряжений [1]. При $K_{Imin} < K_{IY}$ $dl/dN = 0$.



Фиг. 5



Фиг. 6

трещин в ферритной стали, %: С 2,2; Мп 0,82; Nb 0,012; Р 0,006; S 0,021; Ti 0,05; Ni 0,05; Cr 0,05; Mo 0,05; Cu 0,05; W 0,005.

Толщина образца 9,5 мм. Предел прочности 44,8 кг/мм², а предел текучести 33,1 кг/мм². Коэффициент асимметрии цикла 0,05. На фиг. 6, б показана теоретическая кривая, построенная при значениях постоянных

$$\beta = 0,001524 \text{ мм}, K_{Ic} = 141,6 \text{ кг/мм}^{3/2},$$

которая хорошо описывает экспериментальные данные работы [12].

Полученные в этом пункте данные относительно постоянных l_0 , β и K_{Ic} приведены в табл. 4; их можно использовать в расчетах на усталостную прочность валов.

5. Конкретный пример расчета долговечности вала. Пусть в середине вала длины L вращается тяжелый маховик весом P_0 (вес вала не учитывается). Обозначим через ϵ эксцентриситет маховика (фиг. 7). Макси-

В работе [11] исследован рост трещин при малоциклового усталости в стали НУ-80 (типа отечественной стали 15ХН с мартенситной структурой, $\sigma_{0,2} = 76$ кг/мм², $\sigma_B = 89$ кг/мм²). Плоские образцы (размером 22,86 мм × 152,4 мм × 760 мм) с центральной поверхностной трещиной подвергались циклическому нагружению осевой силой. Амплитуду нагрузки поддерживали постоянной. Максимальный уровень номинальных напряжений при циклическом нагружении составлял 50–60% от предела текучести. Начальная трещина имела форму полукруга радиуса 2,54 мм с центром на поверхности образца; считалось, что в процессе роста усталостной трещины ее форма оставалась полукругом с тем же центром.

Коэффициент асимметрии цикла равнялся нулю. На фиг. 6, а приведена теоретическая кривая, построенная по формуле (4.2) при значениях постоянных

$$\beta = 0,012 \text{ мм},$$

$$K_{Ic} = 354 \text{ кг/мм}^{3/2},$$

и даны экспериментальные результаты работы [11]; совпадение оказалось весьма хорошим.

В работе [12] исследована скорость роста усталостных

Т а б л и ц а 4

Материал	$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_B , кг/мм ²	K_{Ic} , кг/мм ^{3/2}	β , мм	l_0 , мм	Источник
Ст. 20	24,2	45,8	574	0,234	39,739	[9, 10]
15X2МФА	53	70,5	528	0,0823	14,191	[9, 10]
НУ-80 (типа 15ХН)	76	89	354	0,012	4,003	[11]
Фер. сталь	33,1	44,8	141,6	0,001524	2,527	[12]

мальное значение опорной реакции P_1 в подшипниках

$$P_1 = \frac{1}{2} P_0 \left(1 + \frac{\omega_0^2}{g} \varepsilon \right)$$

(g — ускорение силы тяжести).

Наибольшее значение изгибающего момента M в наиболее опасном (среднем) сечении вала

$$M = \frac{1}{4} P_0 L \left(1 + \frac{\omega_0^2}{g} \varepsilon \right)$$

Материал вала — сталь 15X2МФА, основные постоянные которой приведены в табл. 3, 4.

Примем следующие численные значения параметров: $R = 80$ мм, $L = 2000$ мм, $\varepsilon = 0,1$ мм, $\omega_0 = 60$ об/мин, $P_0 = 14170$ кг. При этом максимальное растягивающее напряжение в поверхностном волокне наиболее опасного сечения составляет $\sigma_B/4$. Используя формулу (3.4), получаем в данном случае

$$N = 4 \cdot 10^4 \text{ циклов.}$$

В случае применения при изготовлении вала из стали типа 15ХН при тех же значениях параметров $R, L, \varepsilon, \omega_0$ ($\sigma_{\max} = \sigma_B/4, P_0 = 17890$ кг) долговечность увеличивается приблизительно в 4 раза, т. е.

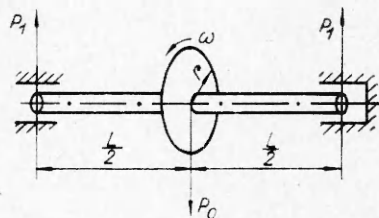
$$N = 1,7 \cdot 10^5 \text{ циклов.}$$

Интерполяция по табл. 1 приводит к близким результатам.

Поступила 1 XI 1977

ЛИТЕРАТУРА

- Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения. М., «Наука», 1974.
- Гребеник В. М. Усталостная прочность и долговечность металлургического оборудования. М., «Машиностроение», 1969.
- Проходцева Л. В., Дроздовский Б. А. О критериях правомерности определения вязкости разрушения K_{Ic} . — «Заводская лаборатория», 1975, № 11, с. 1380—1384.
- Гнып И. П., Бакши О. А., Похмурский В. И., Шрон Р. З. К определению вязкости разрушения низкопрочных металлов. — «Физико-химическая механика материалов», 1975, № 2, с. 52—57.



Ф и г. 7

5. Шур Д. М., Бишутин Г. А., Гельмиза В. И. Методика определения вязкости разрушения конструкционных сталей произвольной толщины в условиях развитых пластических деформаций. — «Заводская лаборатория», 1976, № 8, с. 1005—1007.
6. Романив О. Н., Гладкий Я. Н., Деев Н. А. Некоторые особенности влияния остаточного аустенита на усталость и трещиностойкость низкоотпущенных сталей. — «Физико-химическая механика материалов», 1975, № 4, с. 63—70.
7. Вессел Э., Кларк У., Прайл У. Расчеты стальных конструкций с крупными сечениями методами механики разрушения. — В кн.: Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению. М., «Мир», 1972.
8. Evans P. B. V., Owen N. B., Hopkins V. E. The effect of purity on fatigue crack growth in a high-strength steel. — «Engng Fracture Mech.», 1971, vol. 3, N 4, p. 463—474.
9. Бобринский А. П., Гринь Е. А., Маркочев В. М. Исследование кинетики роста усталостных трещин в низкопрочных сталях. — «Проблемы прочности», 1975, № 1, с. 11—14.
10. Маркочев В. М., Гольшев В. Ю., Бобринский А. Н. К методике определения критического раскрытия трещины. — «Заводская лаборатория», 1976, № 7, с. 866—868.
11. Крукер Т. Влияние сжимающей части симметричного цикла нагружения на рост усталостных трещин в высокопрочных сплавах. — В кн.: Конструирование и технология машиностроения. Сер. В. 1971, № 4.
12. Andreasen D. H., Vitovec F. H. The effects of temperature on fatigue crack propagation in linepipe steel. — «Metallurgical Transactions», 1974, vol. 5, N 8, p. 1779—1783.