

В. И. ТРУФЯКОВ

# УСТАЛОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ



АКАДЕМИЯ НАУК УКРАИНСКОЙ ССР

---

ОРДЕНА ЛЕНИНА И ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ  
ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОСВАРКИ им. Е. О. ПАТОНА

В. И. ТРУФЯКОВ

УСТАЛОСТЬ  
СВАРНЫХ  
СОЕДИНЕНИЙ

В монографии изложены вопросы прочности сварных соединений в условиях переменного нагружения, связанные с концентрацией напряжений, остаточной напряженностью, охрупчиванием металла, масштабным фактором, асимметрией цикла, видом, частотой и формой нагружения, механическими характеристиками сталей, дефектностью швов и видами обработки соединений.

Предназначена для инженерно-технических и научных работников, занимающихся исследованиями, проектированием и изготовлением стальных мостов, кранов, подкрановых балок, антенно-мачтовых сооружений, экскаваторов, вагонов, строительного-дорожных машин, цементных печей, драг и других металлоконструкций.

ГОС. ПУБЛИЧНАЯ  
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ  
БИБЛИОТЕКА СОСР

73-38723a

Д4

13986

Рецензенты д-р техн. наук Г. В. Раевский,  
канд. техн. наук А. А. Казимиров

Редакция технической литературы  
Зав. редакцией В. Д. Навроцкая

ВЛАДИМИР ИВАНОВИЧ ТРУФЯКОВ  
Усталость сварных соединений

Печатается по постановлению ученого совета ордена Ленина  
и ордена Трудового Красного Знамени Института электросварки  
им. Е. О. Патона АН УССР

Редактор Н. Э. Лаптева.  
Художественный редактор И. В. Козий.  
Оформление художника Н. В. Нестеренко.  
Технический редактор М. А. Притыкина.  
Корректор Л. М. Тищенко.

Сдано в набор 16.XI. 72 г. Подписано к печати 18. IV. 73 г. БФ 03244.  
Зак. № 2—2315. Изд. № 333. Тираж 32.00. Бумага № 1, 60×90<sup>1</sup>/<sub>16</sub>.  
Печ. физ. л. 13,5. Условно-печ. л. 13,5. Учетно-изд. л. 14,45.  
Цена 1 руб. 68 коп.

Издательство «Наукова думка», Киев, Репина, 3.

Отпечатано с матриц Киевского полиграфического комбината  
в Нестеровской городской типографии Львовского областного уп-  
равления по делам издательств, полиграфии и книжной торгов-  
ли, г. Нестеров, ул. Горького, 8. Зак. 6031.

Т  $\frac{3126-217}{M221(04)-73}$  64—73

---

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Известно, что детали машин и элементы конструкций, испытывающие переменные нагружения, могут разрушаться от усталости при сравнительно низких номинальных напряжениях. Из большого числа факторов, влияющих на сопротивление усталости, наиболее важным является концентрация напряжений. В подавляющем большинстве случаев трещины зарождаются в зонах изменения сечения или нарушения поверхностного слоя.

Сварные соединения не составляют исключения. Места переходов шва на основной металл и особенно дефектные участки швов неоднократно становились очагами усталостных разрушений машин и сооружений. В отдельных случаях долговечность сварных соединений оказывалась более низкой, чем заклепочных и болтовых. Возникло мнение, что сварные соединения создают большую концентрацию напряжений, чем круговые отверстия, поэтому они не должны допускаться в изделиях, работающих в условиях переменного нагружения.

В действительности основные виды доброкачественных сварных соединений вызывают меньшую концентрацию напряжений, чем отверстия. И если они иногда имеют низкую выносливость, то причину этого следует искать в проявлении влияния других факторов, связанных с образованием сварного соединения, главным образом в действии остаточных напряжений.

В течение долгого времени о влиянии остаточных напряжений высказывались противоречивые суждения. Ряд крупных специалистов и теперь отводит им второстепенную роль в процессе усталости сварных соединений. Выносливость таких конструкций, как мосты, краны, подкрановые балки, мачты, экскаваторы, строительные дорожные машины и другие изделия с необрабатываемой поверхностью металла и соединений, до сего времени определяется без учета влияния остаточных напряжений. Между тем, регулируя остаточную напряженность, можно не только предупредить преждевременные разрушения рассматриваемых конструкций и машин, но и существенно повысить их долговечность.

В предлагаемой работе описаны результаты исследований, показывающих роль основных факторов в изменении сопротивления усталости сварных соединений. Рассмотрены предложения по улучшению экспериментального метода оценки их несущей способности, приведены уточненные значения и закономерности изменения пределов выносливости основных видов сварных соединений малоугле-

родистых, низколегированных и высокопрочных сталей, определены рациональные области использования этих сталей в сварных конструкциях, оценена эффективность различных способов повышения долговечности сварных соединений, сопоставлены различные методики расчета на выносливость и изложены вероятностно-статистические подходы к определению расчетных сопротивлений усталости и учету нестационарности нагружения.

В основу монографии положены результаты многолетних исследований, выполненных в отделе прочности Института электросварки им. Е. О. Патона АН УССР. Их проведение было начато автором совместно с В. В. Шеверницким под руководством Евгения Оскаровича Патона в начале 50-х годов. Вместе с тем в монографии широко использованы данные, полученные другими исследователями за истекшие два десятилетия.

Автор глубоко благодарен акад. Б. Е. Патону за большую помощь в организации работ по широкому исследованию несущей способности сварных соединений в Институте электросварки им. Е. О. Патона, акад. АН УССР С. В. Серенсену за ценные указания и советы при планировании ряда исследований и рассмотрении их результатов, а также сотрудникам института — непосредственным исполнителям разработок — А. В. Бабаеву, канд. техн. наук В. С. Гиренко, канд. техн. наук О. И. Гуще, канд. техн. наук В. И. Дворецкому, В. А. Дейнеге, канд. техн. наук Г. В. Жемчужникову, В. С. Ковальчуку, Ю. А. Корягину, А. З. Кузьменко, канд. техн. наук П. П. Михееву, Л. Л. Осауленко, В. В. Павлову и А. И. Суднишникову.

## ВЛИЯНИЕ НА УСТАЛОСТЬ ФАКТОРОВ, ОБУСЛОВЛЕННЫХ СВАРКОЙ

На сопротивление усталости образцов, деталей машин и конструкций наиболее существенное влияние оказывают концентрация напряжений, абсолютные размеры поперечного сечения, качество, состояние и свойства поверхностного слоя, характер изменения рабочих напряжений и окружающая среда. Изучению влияния этих факторов, исследованию физической природы их воздействия и разработке расчетных методов оценки посвящены многочисленные экспериментальные и теоретические работы, результаты которых нашли отражение в известных монографиях, сборниках и статьях [24, 25, 30, 44, 60, 61, 65, 82, 111, 112, 120, 139, 141, 154, 174, 176, 177, 179 и др.]. Общие закономерности, определяющие выносливость основного металла, остаются справедливыми и в отношении сварных соединений. Вместе с тем факторы, связанные с образованием соединений, не могут быть сведены только к концентрации напряжений. Помимо концентрации напряжений, обусловленной формой соединения, сварка вызывает изменение свойств околошовной зоны и порождает высокие остаточные напряжения. С выяснения влияния этих факторов и целесообразно начать рассмотрение вопросов, связанных с определением сопротивления сварных соединений усталостным разрушениям.

### 1. Концентрация напряжений

В несварных изделиях усталостные разрушения, как правило, начинаются от вырезов, выкружек, отверстий, галтелей и других очагов, вызывающих местное повышение напряжений. В зависимости от степени концентрации напряжений, характеризующейся, в частности, теоретическим коэффициентом концентрации, равным отношению максимального напряжения к номинальному ( $\alpha_\sigma = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n}$ ), выносливость изделий или образцов может меняться в широких пределах, существенно снижаясь при высоких значениях  $\alpha_\sigma$  (для касательных напряжений  $\alpha_\tau$ ).

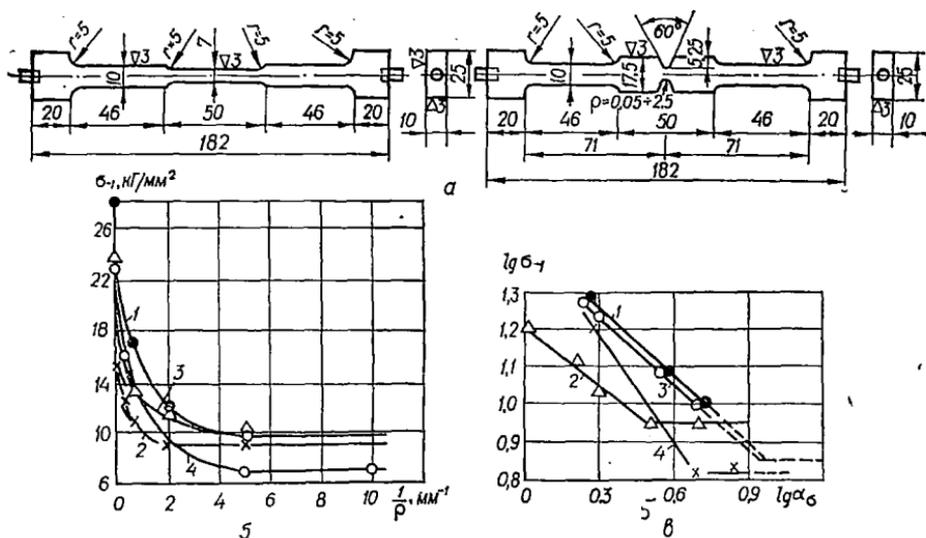


Рис. 1. Вид образцов (а) и зависимости предела выносливости от радиуса дна надреза (б) и от коэффициента концентрации напряжений (в):

1 — сталь СКС-1; 2 — сталь Ст. 3; 3 — сталь 20Г; 4 — сталь 30Г.

На рис. 1 для сталей различных марок представлены [187] изменения пределов выносливости  $\sigma_{-1}$  плоских шлифованных образцов с надрезами в зависимости от обратной величины радиуса дна надреза (рис. 1, б) и от коэффициента концентрации нормальных напряжений  $\alpha_\sigma$  (рис. 1, в). Из графиков видно, что минимальные значения пределов выносливости, установленные при растяжении — сжатии на базе  $5 \times 10^6 - 10^7$  циклов, мало зависят от состава стали и находятся в интервале  $7 - 9 \text{ кг/мм}^2$ , в то время как пределы выносливости гладких образцов тех же сталей составляют  $17 - 28 \text{ кг/мм}^2$ .

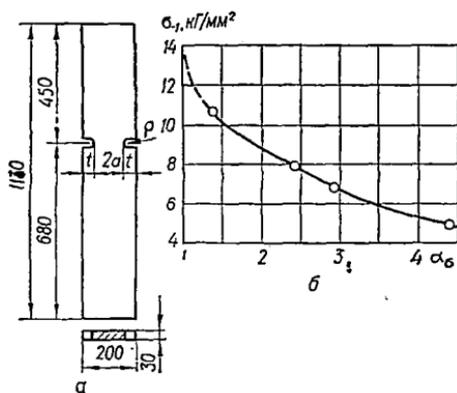


Рис. 2. Вид образцов (а) и зависимость выносливости плоских образцов с выточками и прокатной поверхностью от коэффициента концентрации напряжений (б).

образцов большого размера с надрезами и необработанной прокатной поверхностью металла (рис. 2). Эти образцы изготавливались из малоуглеродистой стали М16С с пределом текучести  $\sigma_T = 24,8 \div 26,8 \text{ кг/мм}^2$  и временным сопротивлением

$\sigma_b = 41,7 \div 44,8 \text{ кг/мм}^2$ . После нанесения выточек образцы подвергались высокому отпуску.

Различные серии образцов отличались между собой соотношениями  $\frac{t}{\rho}$  и  $\frac{a}{\rho}$ , позволившими получить концентраторы с величиной  $\alpha_\sigma$  от 1,4 до 4,4 (табл. 1). Указанные коэффициенты концентрации определялись экспериментально поляризационно-оптическим методом на моделях из оргстекла, а также расчетным путем по формулам Нейбера [105].

Таблица 1. Коэффициенты концентрации напряжений в плоских образцах с выточками

Номер серии	Параметры образцов и выточек, мм			$\alpha_\sigma$	
	$a$	$t$	$\rho$	экспериментальное	расчетное
1	96,8	3,2	20	1,40	1,42
2	97,2	2,5	2,5	2,45	2,40
3	95,0	5,0	2,5	2,95	2,90
4	80,0	20,0	2,5	4,40	4,20

Образцы испытывались на плоский симметричный изгиб на базе 10 млн. циклов до образования усталостных трещин глубиной 2—3 мм. Как видно из рис. 2, при  $\alpha_\sigma > 4$  пределы усталости пластин с прокатной поверхностью могут снижаться до 5 кг/мм<sup>2</sup>.

Очевидно, в равной мере концентрация напряжений должна проявляться и в сварных соединениях, создающих неравномерное распределение напряжений по сечению элемента. Между тем известно, что пределы выносливости ряда соединений не превышают 2—4 кг/мм<sup>2</sup> [35, 36, 50, 159]. В частности, такие значения были получены при испытании сварных образцов, не отличавшихся по размеру от пластин с выточками:

Соединения	$\sigma_{-1}$ , кг/мм <sup>2</sup>
Стыковые	7,0
Прикрепление фасонки в стык	5,2
Прикрепление ребер жесткости	4,1
Нахлесточные соединения с обваркой по контуру	3,5
Нахлесточные соединения с фланговыми швами	2,3

Те и другие образцы испытывались по одной и той же методике (см. гл. III). Можно предположить, что либо сварные соединения создают более резкую концентрацию по сравнению с рассмотренными выточками, либо выносливость соединений определяется не только концентрацией напряжений, но и другими факторами, влияние которых не получило еще достаточно полной оценки.

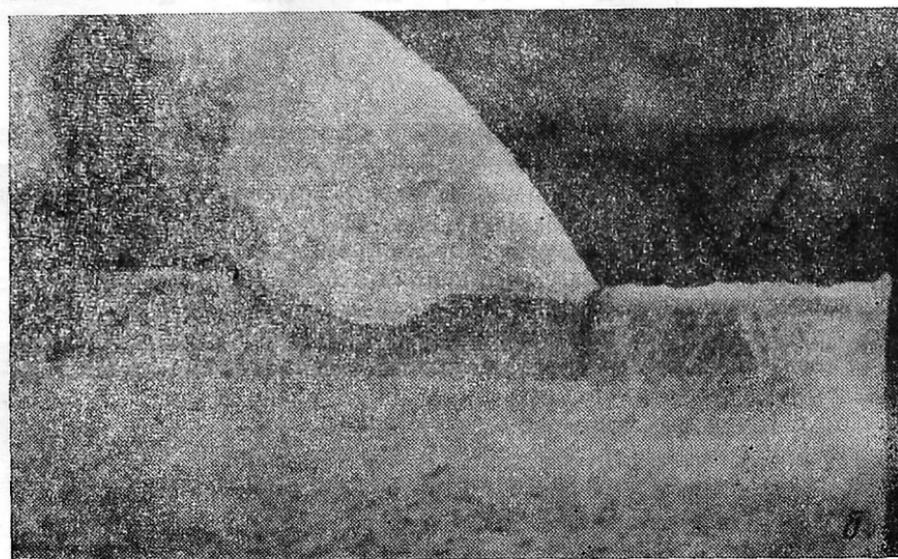


Рис. 3. Типичные усталостные разрушения стыковых (а) и нахлесточных (б) соединений.

В сварных элементах и образцах усталостные трещины чаще всего зарождаются по линии сплавления шва с основным металлом. На рис. 3 показаны примеры типичных усталостных разрушений стыковых и нахлесточных соединений. Трещины располагаются под прямым углом к поверхности пластин. Это указывает на то, что их развитие связано с влиянием нормальных напряжений. Определение концентрации напряжений в указанных местах представляет наибольший интерес.

Распределение напряжений в сварных соединениях изучалось расчетным путем [47, 101, 102, 106, 257], экспериментальным — тензометрированием моделей [98, 102] — и поляризационно-оптическим методом [117, 125, 165, 202—204]. Большинство исследований выполнено в начале 30-х годов. Многие из них не потеряли своей ценности. Тем не менее наибольший интерес представляют исследования последнего времени, в которых распределение напряжений оценивается не только в упругой, но и в пластической области, устанавливаются закономерности изменения  $\alpha_\sigma$  от параметров соединения, расчетные значения сопоставляются с данными замеров.

Ниже наряду с кратким изложением этих работ приводятся результаты экспериментального определения концентрации напряжений в моделях, отвечающих сварным образцам, испытанным на усталость с целью получения зависимости  $\sigma_{-1} = f(\alpha_\sigma)$  и сопоставления ее с ранее установленной для пластин с выточками.

Известно, что наименьшую концентрацию напряжений создают стыковые соединения, наибольшую — нахлесточные с фланговыми швами. В работе [165] коэффициенты концентрации стыковых соединений определялись поляризационно-оптическим методом на прозрачных моделях, изготовленных из эпоксидной смолы ЭД6-М. Модели были двух видов: точно повторяющие профиль испытанных образцов (рис. 4, а); упрощенные с различными радиусами перехода шва и произвольными соотношениями высоты и ширины усиления (рис. 4, б). Идентичность моделей первого вида и шаблонов, вырезанных из реальных соединений, проверялась сопоставлением их конфигураций при 20-кратном увеличении с помощью спектрального проектора ПС-18.

Для изучения напряженного состояния моделей использовались поляризационные установки «Меорта» и КСП-5. Коэффициенты концентрации определялись в точках перехода усиления к пластине при чистом изгибе и растяжении. Полученные значения коэффициентов концентрации в зависимости от параметров усиления

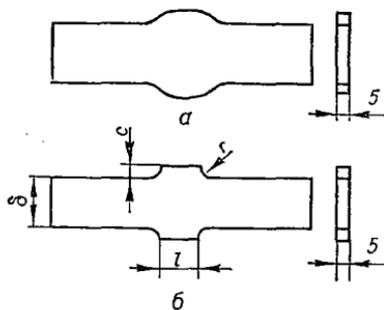


Рис. 4. Модели для определения коэффициентов концентрации напряжений в стыковых соединениях.

Таблица 2. Коэффициенты концентрации напряжений стыковых соединений, установленные поляризационно-оптическим и расчетным методами

Номер модели	Профиль модели (рис. 4)	Высота пластины $\delta$ , мм	Параметры усиления, мм			Экспериментальные значения $\alpha_\sigma$		Расчетные значения $\alpha_\sigma$
			$r$	$c$	$l$	при изгибе	растяжении	
1	Соответствующий профилю реального соединения, выполненного ручной сваркой	11	0,25	3,2	13	1,38	1,38	1,71
		11	1,0	3,2	13	1,29	1,29	1,46
		11	1,6	3,2	13	1,17	1,22	1,45
		11	1,8	3,2	13	1,17	1,22	1,44
2	То же	11	1,3	2,5	15	1,25	1,27	1,48
		11	2,3	2,5	15	1,17	1,20	1,37
		11	2,3	2,5	15	1,18	1,22	1,37
		11	1,6	2,5	15	1,22	1,25	1,46
3	Соответствующий профилю реального соединения, выполненного автоматической сваркой	25	0,4	2,0	24	1,35	1,35	1,74
		25	0,4	2,0	24	1,33	1,32	1,74
		25	1,1	2,0	24	1,20	1,22	1,56
		25	1,2	2,0	24	1,20	1,20	1,55
4	То же	24	0,35	3,0	21	1,40	1,38	1,79
		24	0,4	3,0	21	1,40	1,38	1,78
		24	0,6	3,0	21	1,35	1,33	1,77
		24	1,1	3,0	21	1,20	1,28	1,64
5	» »	10	0,5	5,0	15	1,28	1,50	1,48
6	Упрощенная модель	10	0,8	5,0	15	1,25	1,40	1,32
7	То же	10	1,4	5,0	15	1,14	1,18	1,22
8	» »	10	2,3	5,0	15	1,12	1,17	1,18
9	» »	20	0,5	5,0	8	—	1,61	2,60
10	» »	10	0,5	5,0	5	1,40	1,60	2,65
11	» »	10	0,5	5,0	25	1,48	1,59	1,64
12	» »	10	0,5	2,0	5	1,20	1,38	1,87
13	» »	10	0,5	0,5	5	1,20	1,22	1,28
14	» »	11	3,0	5,0	15	1,12	1,14	1,16

и высоты пластины приведены в табл. 2. В той же таблице даны значения  $\alpha_\sigma$ , подсчитанные по формуле, предложенной Д. И. Навроцким [101]. Заменяв усиление шва эквивалентным действием сил, приложенных к поверхности пластины, автор, используя известные решения теории упругости, получил следующее выражение для определения теоретического коэффициента концентрации напряжений в стыковых соединениях:

$$\alpha_\sigma = 1 + \frac{2}{\pi A} \left[ R \ln \frac{l+r}{r} - R_0 + r_1 R_1 - r_1^2 R_2 + T_0 \right],$$

где  $A$ ,  $R$ ,  $R_0$ ,  $R_1$ ,  $T_0$  и  $r_1$  — коэффициенты, зависящие от соотношений  $\delta$ ,  $l$ ,  $c$  и  $r$  (рис. 4).

Как видно из табл. 2, коэффициенты концентрации напряжений, установленные экспериментально при изгибе и растяжении, практически одинаковы. Значения  $\alpha_\sigma$ , полученные расчетным путем, близки к экспериментальным, если отношение высоты усиления к ширине шва  $\frac{c}{l} < 0,35$ . При больших значениях  $\frac{c}{l}$  расхождения между экспериментальными и расчетными  $\alpha_\sigma$  заметно возрастают (рис. 5, а). Расчетные значения достаточно точно отра-

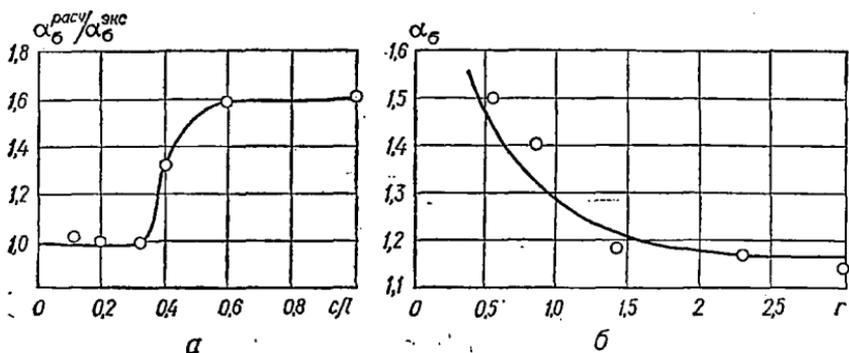


Рис. 5. Зависимость отношения  $\frac{\alpha_\sigma^{\text{расч}}}{\alpha_\sigma^{\text{экс}}}$  от  $\frac{c}{l}$  при постоянном радиусе  $r = 0,5$  мм и  $\delta = 11$  мм (а) и коэффициента концентрации напряжений  $\alpha_\sigma$  от радиуса перехода при  $c = 5$  мм,  $l = 15$  мм (б).

жают зависимость коэффициента концентрации от радиуса перехода  $r$ . На рис. 5, б сопоставлена расчетная зависимость (кривая) с экспериментальными (светлые точки).

Сравнивая  $\alpha_\sigma$ , полученные на моделях 1—5 (табл. 2), можно сделать вывод, что концентрации напряжений в реальных стыковых соединениях, выполненных ручной и автоматической сваркой, не отличаются между собой. Среднее значение  $\alpha_\sigma$  для стыковых соединений, выполненных автоматической сваркой, равно 1,32, а ручной — 1,24.

Такая же величина ( $\alpha_\sigma = 1,3$ ) была получена Козиарским [237]. В то же время в работе [235] указываются и большие значения.

В нахлесточных соединениях с фланговыми швами распределение напряжений в упругой и пластической областях изучалось аналитически методом конечных элементов [229]. Исследования выполнялись применительно к малоуглеродистой и высокопрочной ( $\sigma_T = 80$  кг/мм<sup>2</sup>) сталям на моделях (рис. 6), отличавшихся шириной  $b_1$  (100, 180, 300 мм) и толщиной  $t_1$  (9,5 и 3 мм) от основной пластины. Во всех моделях сохранилось условие равнопрочности основной и прикрепляемой пластин ( $b_1 t_1 = b_2 t_2 = \text{const}$ ), а катет углового шва равнялся толщине прикрепляемой пластины. Длину нахлестки определяли исходя из условия превышения расчетного сечения шва над площадью сечения пластины в  $\sqrt{3}$  раз.

Для анализа напряженного и деформационного состояний расчетные модели (рис. 6) разделялись на треугольные элементы в предположении передачи усилий в их вершинах. Для определения кри-

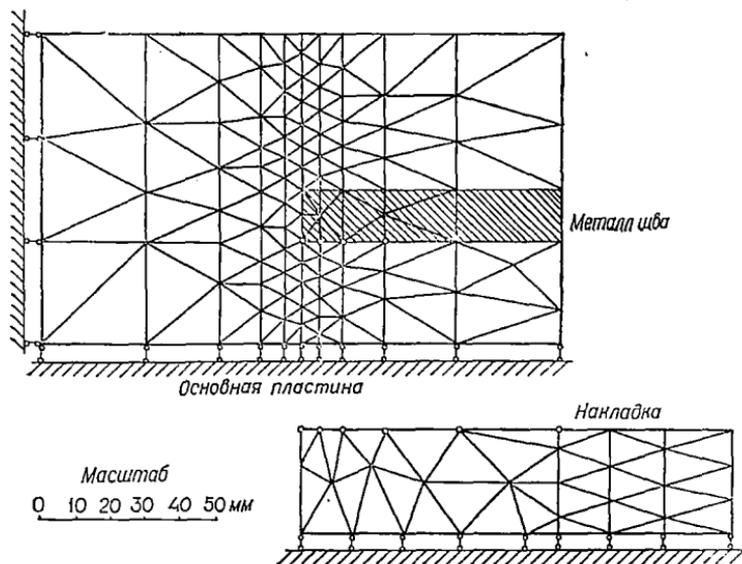


Рис. 6. Вид соединения и расчетная модель.

терия текучести в случае плоского напряженного состояния использована теория Мизеса:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2} = \sigma_T,$$

где  $\bar{\sigma}$  — приведенное напряжение;  $\sigma_T$  — напряжение, вызывающее текучесть материала.

Полагалось, что в пластической области зависимость напряжение — деформация определяется выражением Прандтля — Ройса, которое для линейного приращения может быть представлено в следующем виде:

$$\begin{pmatrix} \Delta\sigma_x \\ \Delta\sigma_y \\ \Delta\tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{1}{Q} \begin{pmatrix} H' + t^2G + ES_y^2, \mu(H' + t^2G) - ES_xS_y, -Gt(S_x + \mu S_y) \\ \mu(H' + t^2G) - ES_yS_x, H' + t^2G + ES_x^2, -Gt(\mu S_x + S_y) \\ -Gt(S_x + \mu S_y), Gt(\mu S_x + S_y), \frac{1-\mu^2}{E}H'G + \\ + G(S_x^2 + 2\mu S_xS_y + S_y^2) \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \Delta\varepsilon_x \\ \Delta\varepsilon_y \\ \Delta\gamma_{xy} \end{pmatrix};$$

$$S_x = \frac{3\sigma'_x}{2\bar{\sigma}}; \quad S_y = \frac{3\sigma'_y}{2\bar{\sigma}}; \quad t = 3 \frac{\tau_{xy}}{\bar{\sigma}}; \quad H' = \frac{d\bar{\sigma}}{d\varepsilon_p};$$

$$Q = S_x^2 + S_y^2 + 2S_x S_y + \frac{1-\mu^2}{E} (H' + t^2 G),$$

где  $\sigma_x, \sigma_y$  — нормальные напряжения;  $\tau_{xy}$  — касательное напряжение;  $\Delta\sigma_x, \Delta\sigma_y, \Delta\tau_{xy}$  — приращения напряжений;  $\Delta\varepsilon_x, \Delta\varepsilon_y, \Delta\gamma_{xy}$  — приращения деформаций;  $G$  — модуль сдвига;  $\mu$  — коэффициент Пуассона;  $\varepsilon_p$  — эквивалентная пластическая деформация.

Полученные в работе [229] коэффициенты концентрации напряжений, относящиеся к основной пластине на участках перехода к концам фланговых швов, приведены в табл. 3. Как видно из таблицы, величина коэффициента концентрации, отвечающая упругой области напряжений, существенно зависит от геометрических параметров соединения.

После наступления текучести в местах концентрации напряжений происходит общее перераспределение напряжений. При этом величины коэффициентов концентрации существенно меняются.

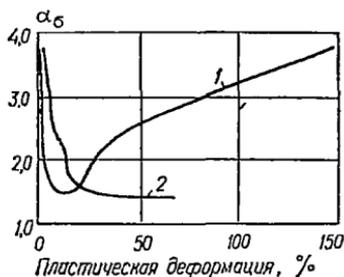


Рис. 7. Изменение коэффициента концентрации в зависимости от пластической деформации: 1 — малоуглеродистая сталь; 2 — высокопрочная сталь.

Для соединений малоуглеродистой стали характерно резкое снижение коэффициента концентрации в области малых деформаций и возрастание его по мере увеличения деформаций. В соединениях высокопрочной стали с увеличением деформации наблюдается монотонное снижение концентрации напряжений (рис. 7).

Указанные в табл. 3 величины коэффициентов концентрации не столь велики, как полагалось ранее [47, 198]. Они согласуются с опытными данными и, в частности, с результатами, полученными в Институте электросварки при изучении распределения напряжений на моделях из оптически-активного материала ЭД6-М. Модели в виде двух пластин, перекрытых двухсторонними накладками, имитировали нахлесточные соединения с фланговыми швами. Материалом для швов служил клей холодного отвердевания, приготовленный на основе эпоксидной смолы ЭД6-М. Компоненты клея подбирались из расчета равенства модулей упругости швов и основных пластин. Расхождение модулей упругости не превышало 3%. Швы имели равные катеты.

Таблица 3. Коэффициенты концентрации напряжений нахлесточных соединений с фланговыми швами в зависимости от размеров основной пластины

Номер модели	Размеры основной пластины		$\alpha_\sigma$
	$b_1$	$t_1$	
1	100	9	1,7
2	180	5	2,4
3	300	3	3,8

В одних моделях менялась длина нахлеста (от 20 до 150 мм), в других — ширина накладки (от 10 до 144 мм) при неизменной ширине основной пластины (150 мм). Отношение толщин основной пластины и накладок оставалось постоянным и равным 2. В дополнительных моделях изменялась также и толщина накладок.

Из представленных на рис. 8 зависимостей коэффициента концентрации от длины нахлестки ( $l$ ) и соотношения ширины накладки и основной пластины ( $a_1/a$ ) можно видеть, что изменение длины шва незначительно сказывается на концентрации напряжений.

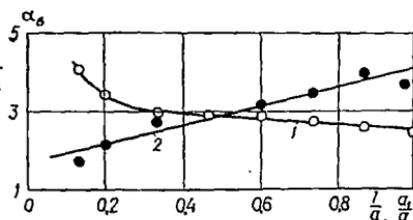


Рис. 8. Зависимость коэффициента концентрации напряжений от длины нахлестки (1) и соотношения ширины накладок основной пластины (2).

Только при очень коротких швах, недопускаемых на практике, это влияние заметно возрастает. Значительно больше концентрация напряжений изменяется в случае увеличения ширины накладки. В то же время с увеличением их толщины коэффициенты концентрации, приведенные на рис. 8, уменьшаются.

При соотношениях геометрических размеров накладок и основных пластин, наиболее часто встречающихся на практике, коэффициенты концентрации у концов фланговых швов, очевидно, могут изменяться в пределах 1,8—3,2.

Отсюда можно сделать вывод, что большинство сварных соединений создает меньшую концентрацию напряжений, чем клепаные соединения или круговые отверстия, коэффициент концентрации которых равен трем.

Соединения других видов характеризуются промежуточными значениями коэффициентов концентрации напряжений по сравнению с  $\alpha_\sigma$ , установленными для стыковых соединений и нахлесточных с фланговыми швами.

Добавление лобового шва снижает неравномерность напряжений в нахлесточном соединении, но, когда имеются только лобовые швы, концентрация напряжений возрастает. Наиболее благоприятным очертанием обладает пологий шов, создающий низкую концентрацию напряжений в месте перехода на основной металл. Однако и в этом случае концентрация напряжений в корне лобового шва остается повышенной, соизмеримой с концентрацией напряжений у его конца при отношении катетов 1 : 1.

Изучению распределения напряжений в соединениях с лобовыми швами посвящено много исследований [106, 200, 235, 257, 263 и др.]. Однако результаты их существенно расходятся. В ряде работ указываются коэффициенты концентрации, равные 3; 4 и более. В то же время по данным недавно проведенных исследований в Токийском университете, коэффициенты концентрации напряжений, установленные аналитическим методом конечных элементов, не пре-

вышли 1,32 [229, 257]. С приведенными данными согласуются данные, полученные в работе [169]. Исследования выполнялись поляризационно-оптическим методом на моделях, соотношение размеров которых соответствовало соотношению размеров в образцах, испытанных на усталость (результаты приведены на стр. 7). Коэффициенты концентрации для различных сварных соединений находились в пределах 1,3—2,3.

Соединения	$\alpha_\sigma$
Стыковые	1,32
Прикрепление фасонки в стык	1,40
Прикрепление ребер жесткости	1,55
Нахлесточные соединения с обваркой по контуру	1,69
Нахлесточные соединения с фланговыми швами	2,33

Данные испытаний, приведенные выше, позволяют построить зависимость  $\sigma_{-1} = f(\alpha_\sigma)$  для сварных соединений и сравнить ее с аналогичной зависимостью для подобных образцов с выточками.

Как видно из рис. 9, кривая 2 располагается значительно ниже кривой 1. С повышением коэффициента концентрации напряжений разница между пределами выносливости пластин с выточками и сварных образцов заметно возрастает, достигая  $6 \text{ кг/мм}^2$  при  $\alpha_\sigma = 2,3$ . Эта разница соизмерима с падением выносливости, вызванным концентрацией напряжений. Отсюда видно, что снижение сопротивления сварных соединений усталостным разрушениям происходит не только под влиянием концентрации напряжений, но и под влиянием других факторов, обусловленных образованием сварного соединения.

К такому же выводу можно прийти, сопоставляя теоретические  $\alpha_\sigma$  и эффективные коэффициенты концентрации напряжений, равные отношению предела выносливости образцов основного металла к пределу выносливости образцов с концентрацией напряжений ( $K_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1к}}$ ). Как известно, эффективные коэффициенты концентраций обычно имеют меньшие значения, чем теоретические, т. е.  $\alpha_\sigma > K_\sigma$ . Однако для сварных соединений характерно обратное соотношение. Так, например, коэффициент  $\alpha_\sigma$  стыковых соединений

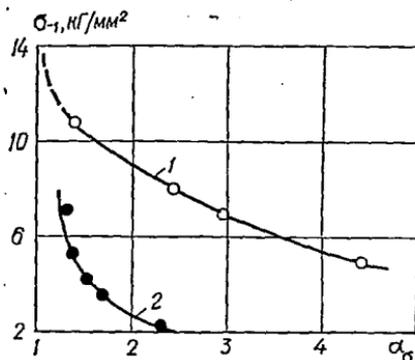


Рис. 9. Зависимость пределов выносливости от теоретического коэффициента концентрации напряжений:

1 — пластины с выточками; 2 — сварные соединения.

(при обычно встречающемся усилении шва) равен 1,3, а эффективный коэффициент концентрации \*  $K_{\sigma} = 1,9 \div 2,4$ ; для соединений с фланговыми швами  $\alpha_{\sigma} = 2,3$ , а  $K_{\sigma} = 5,9 \div 6,9$ , т. е.  $K_{\sigma} > \alpha_{\sigma}$ .

## 2. Изменение свойств металла околошовной зоны

Основной металл, прилегающий к соединяемым кромкам, в процессе сварки нагревается до высоких температур. Эта полоса металла, называемая зоной термического влияния, подвергается своеобразной термической обработке. Структура металла изменяется в соответствии с термическим циклом нагрева и охлаждения. Для каждого участка зоны влияния характерен вполне определенный термический цикл. Вследствие этого различные участки зоны

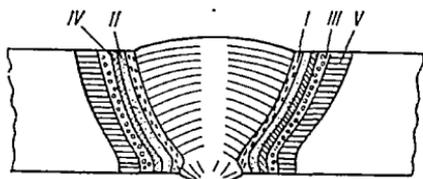


Рис. 10. Зона термического влияния.

влияния отличаются структурой и механическими свойствами. Характер изменения структуры и механических свойств зависит от химического состава металла и предшествующей термической и механической обработки металла [133, 150].

На рис. 10 схематически изображены шов и прилегающие к нему пять участков зоны термического влияния, характерных для малоуглеродистой стали [190]. Участок I начинается у границы сплавления металла шва и основного металла. Он соответствует нагреву выше  $1000-1100^{\circ}\text{C}$  и может иметь ширину до 2 мм. На этом участке образуется крупнозернистая видманштеттова структура. Участок II полной перекристаллизации претерпевает такой нагрев и охлаждение во время сварки, который можно сравнить с нормализацией, в результате чего образуется мелкое зерно. Ширина этого участка колеблется от 0,5 до 2 мм. Участок III неполной перекристаллизации располагается между изотермическими поверхностями, имеющими температуры критических точек  $A_{c_2}$  и  $A_{c_1}$  (примерно  $850$  и  $723^{\circ}\text{C}$ ). На этом участке шириной 0,5—1 мм наблюдается лишь частичное измельчение зерен основного металла. Участок IV располагается в интервале температур от  $500 \div 550^{\circ}\text{C}$  до точки  $A_{c_1}$ . Ширина его 2—5 мм. Для участка V характерны температуры  $250-350^{\circ}\text{C}$ . Металл не претерпевает видимых структурных изменений, но на этом участке (шириной от 4 до 22 мм) может иметь место старение.

Как свидетельствуют приведенные ниже данные, по мере приближения к шву возрастает твердость различных участков зоны тер-

\* По данным ряда исследований [36, 50], предел выносливости основного металла с прокатной коркой (малоуглеродистая сталь)  $\sigma_{-1} = 13,5 \div 16,0 \text{ кг/мм}^2$ .

Отсюда  $K_{\sigma} = \frac{13,5 \div 16,0}{7,0} = 1,9 \div 2,4$ .

мического влияния, что указывает на повышение прочности и снижение пластичности металла околошовной зоны.

Поскольку концентраторы напряжений (переходы швов на основной металл) обычно размещаются в зоне сплавления, наибольший интерес представляет участок крупного зерна и граница сплавления шва и основного металла.

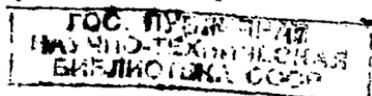
Участки	HRB
I	86
II	82
III	80
IV	76
V	68

Непосредственное измерение механических свойств отдельных участков околошовной зоны затруднено. Тем не менее микрообразцы (диаметром 0,8 мм), вырезанные из участка перегрева околошовной зоны стали 55 и испытанные на машине ВИАМ, позволили Г. И. Погодину-Алексееву и М. С. Савельевой [122] установить, что предел прочности металла на указанном участке повышается по сравнению с пределом прочности основного металла на 30%, а относительное сужение поперечного сечения уменьшается на 35%. Для малоуглеродистой стали указываются [116] меньшие изменения предела прочности (до 20%), но отмечается возможное более значительное увеличение предела текучести металла на участке крупного зерна.

Исходя из таких характеристик Н. О. Окерблом полагает, что металл зоны термического влияния должен обладать большей сопротивляемостью усталостным разрушениям, чем основной металл. В качестве иллюстрации им приведены результаты испытаний при изгибе с вращением образцов из стали Ст.3 диаметром 17 мм с надрезами глубиной 3,5 мм и радиусом 1 мм. При напряжениях 16,5 кг/мм<sup>2</sup> образцы с надрезами в околошовной зоне оказались долговечнее образцов с надрезами по основному металлу примерно в 3 раза (испытывалось по два образца). Вместе с тем отмечается [115, 116], что с повышением степени концентрации напряжений сопротивление усталости околошовной зоны вследствие большей чувствительности к концентрации напряжений должно падать быстрее, чем сопротивление усталости основного металла.

Имеющееся противоположное суждение сводится к тому, что термопластическая деформация в околошовной зоне вызывает старение металла и при наличии концентраторов напряжений это может вызывать понижение выносливости соединения. В низколегированных сталях к причинам, снижающим сопротивляемость соединений переменным нагрузкам, относят неоднородность (по твердости) околошовной зоны, заметную разницу прочностных характеристик отдельных составляющих микроструктуры у границы сплавления и химическую неоднородность [3].

В шлифованных образцах и реальных соединениях зона сплавления часто является местом зарождения усталостных трещин.



Тем не менее высказанные соображения как о повышенной, так и о пониженной сопротивляемости этого участка переменным нагрузкам требовали дополнительных подтверждений.

Более полные сведения о чувствительности к концентрации напряжений околошовной зоны малоуглеродистой стали ( $\sigma_T = 23,3 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 38,8 \text{ кг/мм}^2$ ) были получены в Челябинском политехническом институте при испытании плоских консольных

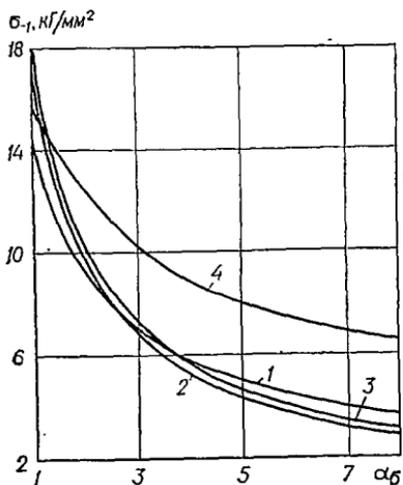


Рис. 11. Опытные-расчетные зависимости предела выносливости  $\sigma_{-1}$  от коэффициента концентрации  $\alpha_\sigma$ :

1 — основной металл; 2—4 — металл зоны термического влияния при скорости охлаждения соответственно 1000, 28 и 6,8 град/сек.

$\alpha_\sigma = 1$ . Более заметное снижение чувствительности металла зоны термического влияния к концентрации напряжений возможно по данным тех же исследований при весьма низких скоростях охлаждения ( $w = 6,8 \text{ град/сек}$ ).

В опытах ИЭС им. Е. О. Патона сопоставление выносливости основного металла (сталь Ст. 3) и зоны сплавления проводилось на плоских шлифованных образцах сечением  $24 \times 8 \text{ мм}$  без концентраторов напряжений. Автоматическая сварка под флюсом АН-348 проволокой Св-08 выполнялась на следующем режиме:  $I = 600 \div 650 \text{ а}$ ,  $U_d = 35 \div 38 \text{ в}$ ,  $v_{св} = 20,5 \text{ м/ч}$ . Образцы испытывались на чистый изгиб при пульсирующем цикле напряжений до образования усталостных трещин глубиной 1—2 мм. В сварных образцах трещины усталости, как правило, зарождались по границе сплавления, но долговечность их была такой же, как образцов без сварки (рис. 12, а).

Зависимость  $\sigma_{-1} = f(\alpha_\sigma)$ , полученная в работе [69] и показанная на рис. 11, близка к ранее приведенной аналогичной зависи-

образцов сечением  $60 \times 16 \text{ мм}$  [69, 71]. С использованием различных сварочных материалов и режимов сварки на пластины наплавлялись валики, усиление которых снималось заподлицо с основным металлом. Выкружки у кромок ( $\alpha_\sigma = 1,71$  и  $2,16$ ) располагались в основном металле, шве и зоне крупного зерна (по линии сплавления). Полученные опытно-расчетные зависимости  $\sigma_{-1}$  от величины теоретического коэффициента концентрации  $\alpha_\sigma$  показывают (рис. 11), что при обычно встречающихся скоростях охлаждения  $w$  металл зоны термического влияния и основной металл практически одинаково сопротивляются усталостным разрушениям. По данным расчета можно ожидать лишь небольшого снижения  $\sigma_{-1}$  металла зоны в области высоких значений  $\alpha_\sigma$  и некоторого повышения при

мости, установленной на образцах без сварки (см. рис. 9). Совпадение указанных кривых, относящихся к образцам с надрезами, так же как и результаты испытания пластин без концентраторов напряжений, позволяет сделать вывод, что в случае малоуглеродистых сталей изменения механических свойств металла околосшовной зоны не оказывают заметного влияния на сопротивляемость усталостным разрушениям.

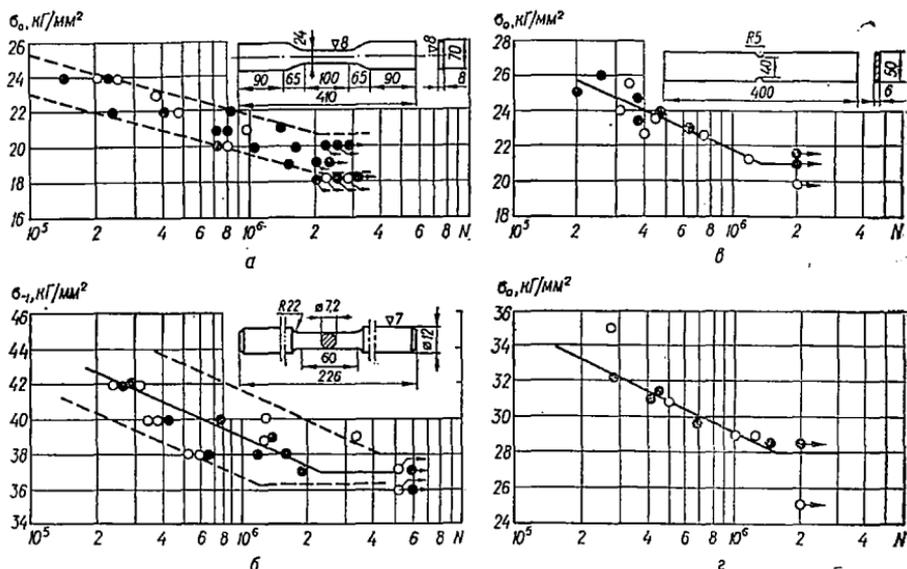
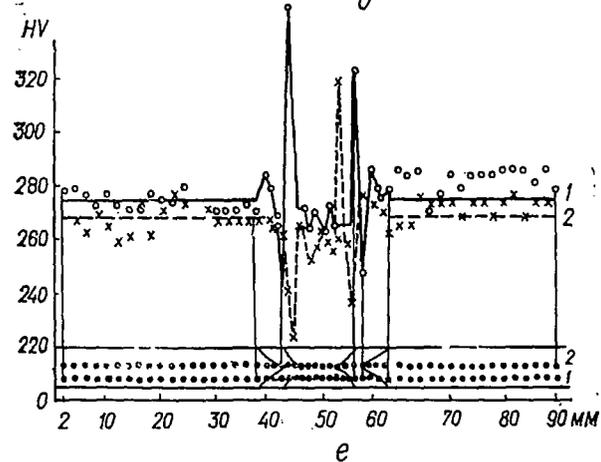
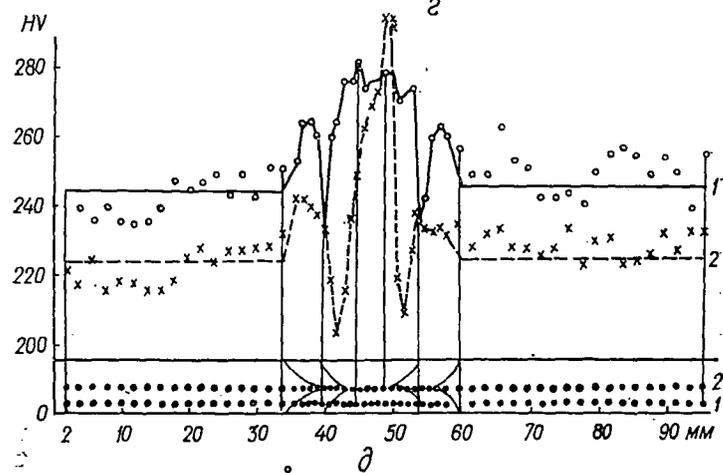
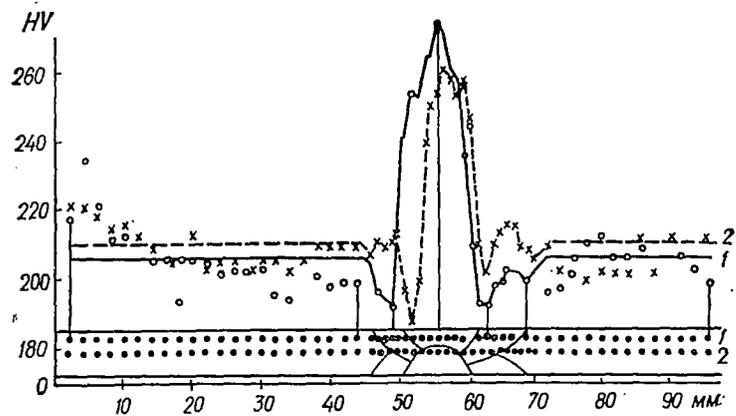
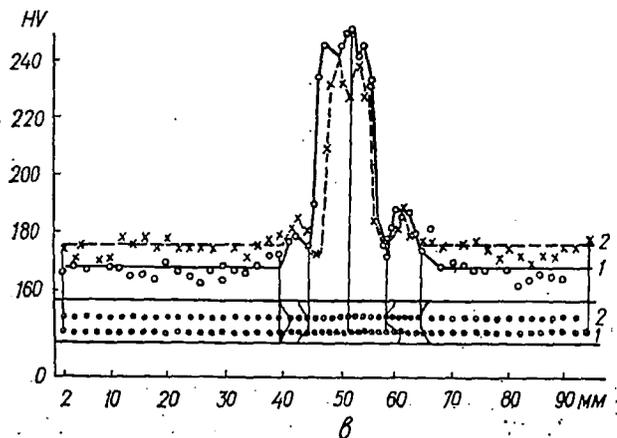
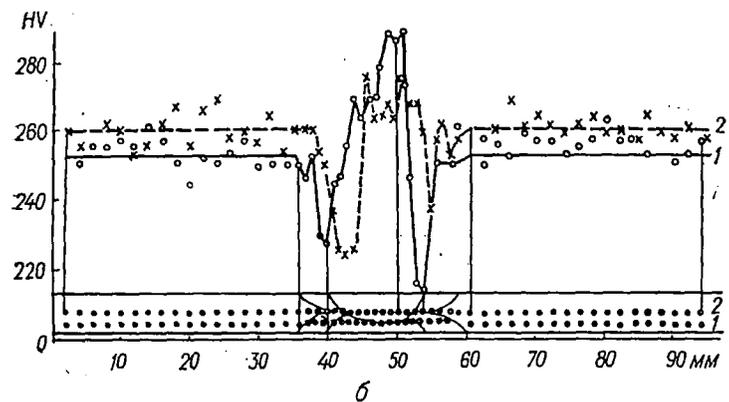
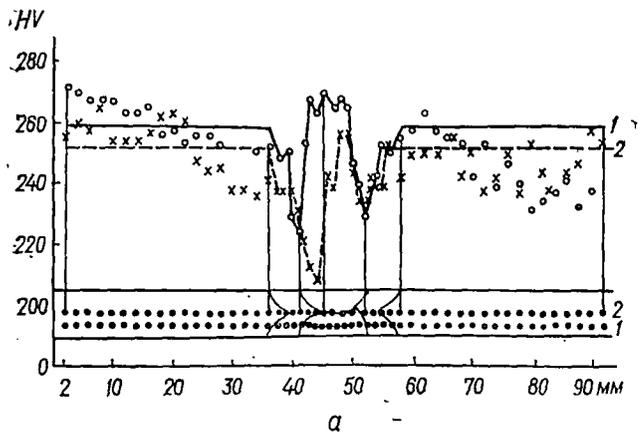


Рис. 12. Выносливость основного металла и зоны термического влияния для стали Ст. 3 (а); 15ХСНД (б и в) и 10Г2С1 (в); черные точки — образцы без сварки; светлые — сварные образцы.

Более сложные процессы происходят при сварке низколегированных сталей [3]. В соответствии с термическим циклом в зоне сплавления имеет место диффузия углерода к границе раздела твердого и жидкого металла, а со стороны основного металла наблюдается обезуглероженный участок. По мнению А. Е. Асниса, повышенная пластичность этого участка смягчает эффект концентрации напряжений при переходе шва на основной металл. Однако в тех случаях, когда граница сплавления обедняется элементами, упрочняющими феррит (например, хромом, кремнием и никелем при сварке стали 15ХСНД), углерода на данном участке остается больше. Поэтому в зоне сплавления образуется сравнительно хрупкая видманштеттова структура, более чувствительная к концентрации напряжений. Кроме того, вследствие разупрочнения феррита некоторыми легирующими элементами увеличивается разница между прочностными характеристиками феррита и перлита, усиливающая неоднородность у границы сплавления. Исходя из этих представлений, в работе [3] сделан вывод о возможном существенном



кого влияния термоупрочненных сталей:

Рис. 13. Изменение твердости в различных участках зоны термическ  
1 — край макрошлифа; 2 — середина макрошлифа.

влиянии химической и структурной неоднородности у границы сплавления на выносливость соединений низколегированных сталей, содержащих хром и никель.

Позднее для проверки этого предположения на машине НУ при изгибе с вращением испытывались круглые образцы без концентраторов напряжений (рис. 12, б) и на машине ЦДМ-10пу при осевом нагружении и пульсирующем цикле — плоские образцы с выточками (рис. 12, в). Образцы изготовлялись из хромокремненикелевой стали 15ХСНД ( $C — 0,12\%$ ;  $Mn — 0,65\%$ ;  $Si — 0,75\%$ ;  $S — 0,22\%$ ;  $P — 0,034\%$ ;  $Cr — 0,70\%$ ;  $Ni — 0,57\%$ ;  $Cu — 0,40\%$ ;  $\sigma_T = 40,9 \text{ кг/мм}^2$ ;  $\sigma_B = 56,9 \text{ кг/мм}^2$ ). Половина образцов каждого вида имела стыковое соединение, выполненное заранее (на общей заготовке) автоматической сваркой с использованием проволоки Св-10НМ диаметром 4 мм и флюса АН-348А ( $U_d = 40 \div 42 \text{ в}$ ,  $I = 400 \div 450 \text{ а}$ ,  $v_{св} = 34,5 \text{ м/сек}$ ). Одна из линий сплавления шва размещалась посредине образца. В плоских образцах центры выкружек совпадали с линией сплавления.

Круглые образцы в основном разрушались у галтелей. В отдельных случаях изломы происходили в средней части. Однако результаты испытаний всех образцов размещаются в одной и той же зоне рассеяния (рис. 12, б). Пластины с выкружками показали меньший разброс. В этом случае вовсе не наблюдалось какого-либо различия между результатами испытаний сварных и несварных образцов (рис. 12, в). Отсюда следует, что химическая, структурная и механическая неоднородности практически не сказываются на выносливости стали 15ХСНД как при наличии концентраторов напряжений ( $\alpha_o = 2,5$ ), так и без них. Еще меньшую неоднородность создают другие низколегированные горячекатаные стали [3]. Поэтому можно прийти к выводу, что в случае использования в металлоконструкциях малоуглеродистых и низколегированных сталей и рекомендуемых режимов сварки изменение свойств околошовной зоны существенно не влияет на сопротивление усталости сварных соединений.

В последнее время в сварные конструкции внедряются стали повышенной ( $\sigma_T > 40 \div 50 \text{ кг/мм}^2$ ) и высокой ( $\sigma_T > 60 \div 75 \text{ кг/мм}^2$ ) прочности. В основном это низколегированные стали, прошедшие термическую обработку. При сварке они могут разупрочняться, вследствие чего в зоне термического влияния возникает более резкая неоднородность механических свойств. Наличие разупрочненных или упрочненных участков в околошовной зоне зависит от химического состава стали, сечения проката и режимов сварки (скорости охлаждения) [63, 64, 96].

На рис. 13 по данным исследования, выполненного П. И. Соколовским и В. С. Яковлевой [144], приведены результаты измерения твердости в различных участках зоны влияния термически упрочненных сталей: 10Г2С (а), 15Г2С (б), 10Г2Б (в), 15Г2Б (г), 15ХСНД без меди (д) и 15ГСМФР (е). Измерения выполнялись на пластинах толщиной 10—12 мм, на которые наплавлялись с двух сторон валики на погонной энергии 3500 кал/см, что соответствует скорости

охлаждения 15—20 град/сек. Как видно из рис. 13, околошовные зоны сварных соединений исследованных сталей имеют участки как с повышенной, так и с пониженной твердостью по сравнению с исходным металлом. На участке перегрева, расположенном непосредственно возле сварного шва, твердость значительно выше, чем у исходного металла. Стали 10Г2С, 15Г2С, 15ХСНД на этом участке имеют структуру сорбитообразного перлита с ферритом, местами с видманштеттовой ориентацией. В то же время имеются участки с пониженной твердостью, а следовательно, и с пониженной прочностью. Участки с существенно пониженной прочностью расположены на границе зоны нормализации и неполной перекристаллизации. Микроструктура этих участков — феррит и перлит разрыхленного вида.

Резкая неоднородность механических свойств на отдельных участках зоны термического влияния может на определенной стадии переменного нагружения вызвать концентрацию напряжений, если полагать, что металл, обладающий большей пластичностью, выходит раньше из области упругих деформаций в результате накопления необратимых упруго-пластических деформаций, чем менее пластичный металл. В то же время ограничение деформаций металла с низким пределом текучести в результате воздействия окружающего более прочного материала создает жесткое объемное напряженное состояние мягкой прослойки, что задерживает в ней развитие пластических деформаций и тем самым сглаживает неблагоприятный эффект резкого скачка механических свойств [90]. При статическом нагружении возрастание прочности мягкой прослойки по мере уменьшения ее относительной толщины наблюдалось О. А. Бакши и Р. З. Шроном [6, 194].

П. И. Кудрявцевым и А. С. Гельманом проводились опыты по оценке влияния резкой механической неоднородности на усталостную прочность образцов, не имевших концентраторов напряжений.

Исследования выполнялись на цилиндрических образцах диаметром 20 мм, изготовленных из сталей 40Х ( $\sigma_T = 47,6 \text{ кг/мм}^2$ ;  $\sigma_B = 79,2 \text{ кг/мм}^2$ ) и Ст. 3 ( $\sigma_T = 26,3 \text{ кг/мм}^2$ ;  $\sigma_B = 48,4 \text{ кг/мм}^2$ ). При этом сталь Ст. 3 применялась как основной материал для образцов с твердыми прослойками и как материал мягкой прослойки, а сталь 40Х использовалась в качестве основного материала в образцах с мягкой прослойкой и материала твердой прослойки. Образцы изготовлялись с помощью стыковой сварки оплавлением и подвергались термической обработке (закалка от 840° С и отпуск при 400° С) с целью усиления неоднородности свойств основного металла и прослойки. Толщина прослоек была различной — от 2 до 30 мм. Испытания на усталость проводились на машине УИПМ-20 конструкции ЦНИИТМАШ, осуществляющей круговой изгиб образца при его вращении.

Испытания показали, что резкая механическая неоднородность сварного соединения, возникающая при твердых прослойках, не влияет на сопротивление усталости соединения, которое

определяется в этом случае свойствами мягкого основного металла. При твердом основном металле и мягкой прослойке усталостная прочность соединения зависит от относительной величины прослойки  $\chi = h/d$  (отношение толщины прослойки  $h$  к диаметру образца  $d$ ). Прочность соединения с мягкими прослойками значительной величины ( $\chi > 0,75$ ) обуславливается выносливостью материала прослойки. Уменьшение ее относительной толщины ниже критической приводит к существенному увеличению сопротивления усталости сварного соединения (рис. 14).

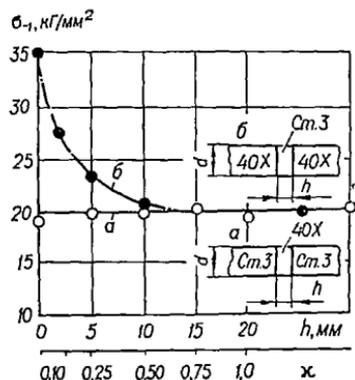


Рис. 14. Зависимость предела выносливости от толщины прослойки: а — твердая прослойка; б — мягкая прослойка.

× 26 мм выполнялась под флюсом АН-22 проволокой Св-10НМ на погонной энергии 11 000 кал/см. Под влиянием термического цикла сварки металл на отдельных участках зоны термического влияния заметно разупрочнялся. Предел текучести стандартных образцов снижался до 11%. Испытания на усталость при пульсирующем цикле напряжений проводились на машинах ЦДМ-200пу при осевом нагружении. В большинстве сварных образцов разрушения начинались в зоне сплавления. Но так же, как и в ранее описанных опытах, стыковые соединения и пластины основного металла показали равную выносливость (см. рис. 12, з). Пониженная прочность прослоек и разнородность механических свойств соединения не сказались на сопротивляемости его переменным нагрузкам. Аналогичные результаты были получены при испытании стыковых соединений высокопрочной стали 14ХМНДФР ( $\sigma_T = 71,4$ ,  $\sigma_B = 80,6$  кг/мм<sup>2</sup>), изготовленной по МРТУ-14-2-22-65 В-33. Автоматическая сварка стыков выполнялась под флюсом АН-22 электродной проволокой Св-10ХГН2МЮ.

Иную картину можно ожидать, когда в мягкой прослойке существенно пониженными прочностными характеристиками имеется концентратор напряжений. Как показали опыты П. И. Кудрявцева [91] и Г. И. Клыковой [72], цилиндрические образцы из

стали 40Х с вваренными вставками различного размера из стали Ст. 3 и надрезами в них существенно изменяют выносливость по сравнению с надрезанными образцами из стали 40Х. В этом случае образцы с мягкими вставками из стали Ст. 3 и цельные образцы с надрезами из стали Ст. 3 показывают одинаковые пределы усталости. Авторы приходят к выводу, что сопротивление усталости механически неоднородных образцов с концентраторами напряжений определяется не размерами мягкой прослойки (как это наблюдалось ранее в опытах с гладкими образцами), а только свойствами материала мягкой прослойки. Поэтому для оценки выносливости механически неоднородных сварных соединений, имеющих концентраторы напряжений в зоне пониженных механических характеристик, допустимо ограничиваться испытанием однородных образцов из материала, свойства которого соответствуют свойствам материала указанной зоны.

Как уже упоминалось, в сварных соединениях некоторых термически упрочненных сталей (см. рис. 13) участки с пониженной прочностью располагаются на границе зоны нормализации и неполной перекристаллизации, т. е. несколько смещены по отношению к концентратору напряжений, который чаще всего совпадает с границей сплавления или участком перегрева. Не исключено, однако, что в отдельных случаях, концентратор напряжений может располагаться на разупрочненных участках зоны термического влияния. Тогда сопротивление усталости соединения будет определяться выносливостью металла с пониженными механическими свойствами.

### 3. Остаточные напряжения

Сварным соединениям свойственна повышенная концентрация напряжений не только от действующих нагрузок, но и от остаточных напряжений, порождаемых тепловыми упруго-пластическими деформациями в процессе образования швов [29]. Остаточные напряжения, изменяя асимметрию цикла, при определенных условиях могут существенно влиять на сопротивление усталости сварных соединений. Вместе с тем влияние этого фактора часто рассматривается в связи с изменением свойств металла околошовной зоны под влиянием термомеханического цикла сварки. Предполагается, что под действием пластической деформации и эффекта термической обработки металл околошовной зоны приобретает повышенную сопротивляемость усталостным разрушениям. Возможное понижение выносливости под влиянием растягивающих остаточных напряжений как бы компенсируется повышенным сопротивлением усталости околошовной зоны. Поэтому оба эти фактора относят к второстепенным по сравнению с основным — концентрацией рабочих напряжений.

Успехи в области применения искусственно образуемых сжимающих остаточных напряжений для увеличения долговечности

деталей машин показали их существенную роль в усталостных процессах, а соответствующие закономерности явились предметом дальнейших исследований, среди которых определенный интерес представляют экспериментальные данные, свидетельствующие о значительном влиянии растягивающих остаточных напряжений на сопротивление усталости сварных соединений.

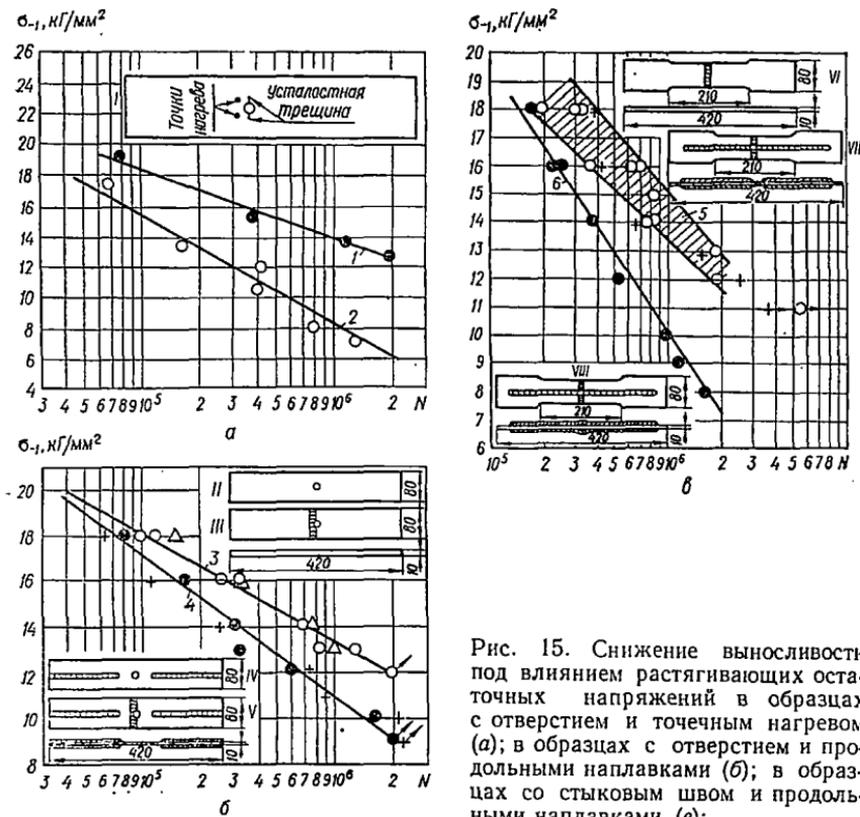


Рис. 15. Снижение выносливости под влиянием растягивающих остаточных напряжений в образцах с отверстием и точечным нагревом (а); в образцах с отверстием и продольными наплавками (б); в образцах со стыковым швом и продольными наплавками (в):

1, 3, 5 — выносливость образцов без остаточных напряжений; 2, 4, 6 — выносливость образцов с высокими растягивающими остаточными напряжениями; ○ — долговечность образцов I, II и VI (без остаточных напряжений); ● — долговечность образцов I, IV и VIII (с остаточными напряжениями); △ — долговечность образцов III и VII; + — долговечность образцов V.

В ряде исследований не было обнаружено падения выносливости под действием растягивающих остаточных напряжений [209, 253, 262, 284 и др.]. Опыты проводились на образцах, не имевших надразов, выточек, изменений сечений и т. п. Как было установлено позже, остаточные напряжения усиливают свое действие при наличии концентраторов напряжений. В этом случае остаточные напряжения могут существенно изменить долговечность соединений, особенно в области сравнительно низких рабочих напряжений [82, 155, 191, 276 и др.].

При некоторых условиях растягивающие остаточные напряжения снижают предел выносливости изделия или образца на 35—50%. В опытах ИЭС им. Е. О. Патона [155] при плоском изгибе и симметричном цикле напряжений испытывались пластины из малоуглеродистой стали М16С шириной 200 мм и толщиной 26 мм с шлифованным участком и отверстием посередине. В одной партии образ-

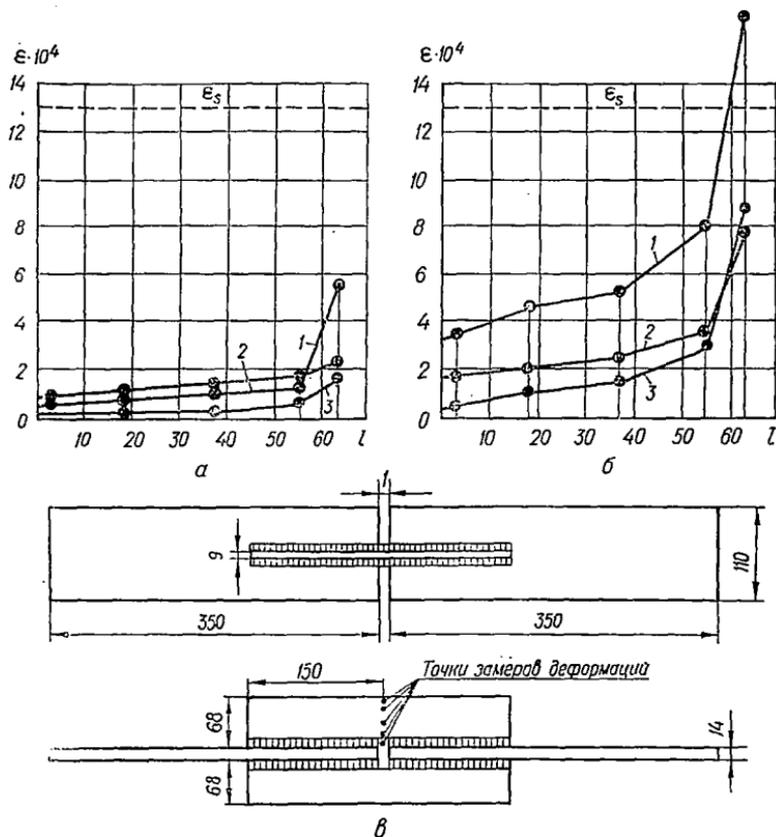


Рис. 16. Деформации в крестовом образце (в) при номинальных напряжениях  $4 \text{ кг/мм}^2$  (а) и  $8 \text{ кг/мм}^2$  (б):

1 — общая деформация; 2 — упругая деформация; 3 — пластическая деформация.

цов для создания у края отверстия растягивающих остаточных напряжений в соответствующих местах на контактной машине производился точечный нагрев до  $530^\circ \text{C}$ . Остальные образцы не нагревались; остаточных напряжений в них не было. Ограниченный предел выносливости образцов без нагрева (следовательно, и без остаточных напряжений) составил свыше  $12 \text{ кг/мм}^2$ , а с нагревом только  $6 \text{ кг/мм}^2$  (рис. 15, а).

В описанном опыте обращалось внимание на то, чтобы механические свойства и структура металла у отверстия в местах наибольшей

концентрации напряжений была такая же, как и вдали от нагрева. Выносливость образцов изменялась под влиянием только одного фактора — остаточных напряжений. В реальных сварных соединениях места концентрации рабочих и остаточных напряжений совмещаются с зоной термического влияния сварки. Возникающие в этой зоне пластические деформации могут упрочнить металл, повысив его предел текучести. Некоторые исследователи этому обстоятельству придавали большое значение, полагая, что повышенная сопротивляемость металла зоны полностью нейтрализует вредное влияние остаточных напряжений [114, 256]. В качестве дока-

Т а б л и ц а 4. Результаты испытаний образцов с резким концентратом напряжений

Состояние	$\sigma_0$ , кг/мм <sup>2</sup>	Относительное значение предела выносливости, %
Исходное (после сварки)	4,5	100
После высокого отпуска при 650° С	3,9	87
После предварительного растяжения	6,3	140
После высокого отпуска и предварительного растяжения	6,3	140

зательства приводились результаты испытаний крестовых образцов со щелью между концевыми планками (рис. 16). После высокого отпуска сопротивление усталости таких образцов понижалось, а после предварительного растяжения отожженные и неотожженные образцы повышали свою выносливость в одинаковой степени (табл. 4). Полученные результаты послужили основанием для вывода о том, что наклеп, создаваемый сваркой, а тем более внешним нагружением, более существенно изменяет выносливость металла в районе концентратора напряжений, чем растягивающие остаточные напряжения.

Вопрос о влиянии на усталость повышенных и пониженных механических свойств металла околосшовной зоны подробно рассматривался в параграфе 2. Было установлено, что этот фактор не может существенно изменять сопротивление усталости сварных соединений. Что же касается результатов, полученных в работе [256], то они не противоречат этому выводу. Крестовые образцы имели весьма резкий концентратор напряжений. При этом он располагался в местах сосредоточенной передачи усилий, где создавались высокие рабочие напряжения. В этой же зоне достигал своего максимума и растягивающие остаточные напряжения, равные 26—27 кг/мм<sup>2</sup>. Как было установлено [264], при таких условиях даже небольшие внешние усилия вызывают в крестовом образце существенные остаточные деформации (рис. 16). Значительная часть растягивающих остаточных напряжений в шве снимается, а в корне

надрезов создаются локальные остаточные напряжения сжатия, которые и приводят к повышению предела выносливости образцов. Очевидно, только в этой связи следует рассматривать данные, приведенные в табл. 4.

В сварных конструкциях, испытывающих переменные напряжения, не допускаются соединения с резкими концентраторами напряжений, подобные рассмотренным в крестовых образцах. Последующие опыты относились к менее острым концентраторам напряжений и реальным сварным соединениям. При этом изучаемые факторы (остаточные напряжения и измененные свойства околошовной зоны) могли действовать как раздельно, так и совместно [155, 265]. Эти опыты показали, что по сравнению с той совместной ролью, которую играют остаточные напряжения, влияние упрочнения околошовной зоны практически не проявляется. В частности, сопоставлялись результаты испытаний на усталость четырех серий образцов (см. рис. 15, б) из малоуглеродистой стали ( $\sigma_{\tau} = 28 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_{\text{в}} = 44 \text{ кг/мм}^2$ ). По сравнению с исходными образцами *II* — строгаными пластинами с отверстием посередине — образцы *III* имели концентратор на участке металла, претерпевшем термомеханический цикл сварки (усиление наплавки сострагивалось). Остаточных напряжений в этих образцах не было, они снимались при вырезке образцов из общей заготовки. Образцы *IV* и *V* идентичны образцам *II* и *III*, но отличались от них остаточной напряженностью. Путем продольных наплавов в образцах *IV* и *V* создавались растягивающие остаточные напряжения, величина которых вблизи отверстия достигала 16—17 кг/мм<sup>2</sup>. При этом свойства металла у концентратора напряжений от теплового воздействия наплавов не изменялись.

Все образцы испытывались на плоский изгиб при симметричном цикле напряжений до зарождения усталостных трещин глубиной 1—1,5 мм. Образцы *II* и *III* показали одинаковую выносливость. Предел выносливости на базе  $2 \cdot 10^6$  циклов оказался равным 12 кг/мм<sup>2</sup>. Не отличались между собой и результаты испытаний образцов *IV* и *V*, но, как видно из рис. 15, б, линия выносливости этих образцов располагается ниже — предел выносливости понижился до 9 кг/мм<sup>2</sup>. Пластическое деформирование металла, вызванное сваркой, не оказало существенного влияния на сопротивление усталости образцов. Наблюдаемое изменение выносливости произошло только в результате действия остаточных напряжений.

Еще более резкое падение выносливости под влиянием растягивающих остаточных напряжений наблюдалось при испытании образцов с пересекающимися швами (см. рис. 15, в). Образцы *VI* (вырезанные из общей заготовки) и образцы *VII* (стыковой шов которых заваривался после разрезки пластин с продольными наплавками), не имевшие значительных остаточных напряжений, показали практически одинаковый предел выносливости, равный 12—13 кг/мм<sup>2</sup>. В то же время предел выносливости образцов *VIII* с высокими остаточными напряжениями составлял только 7 кг/мм<sup>2</sup>.

Во всех опытах наблюдалась одна и та же закономерность: при напряжениях  $\pm 19-20 \text{ кг/мм}^2$ , т. е. близких к пределу текучести основного металла (образцы изготавливались из малоуглеродистой стали), выносливость образцов с высокими и низкими остаточными напряжениями практически одинакова. С понижением переменных напряжений остаточные напряжения усиливают свое действие и в одинаковой мере снижают долговечность образцов с измененными и неизменными свойствами металла в районе концентраторов напряжений. В равной степени это относится и к соединениям низколегированных сталей обычной и повышенной прочности.

В некоторых исследованиях роль растягивающих остаточных напряжений оценивалась путем сопоставления отожженных и неотожженных образцов [84, 86, 118, 282 и др.]. В одних опытах высокий отпуск повышал выносливость сварных соединений, в других — не изменял ее или же понижал. Поэтому интересно рассмотреть условия проявления остаточных напряжений при сравнительных испытаниях отожженных и неотожженных образцов в связи с асимметрией цикла, видом сварного соединения и характером его нагружения.

Как уже отмечалось, с уменьшением рабочих напряжений остаточные напряжения усиливают свое влияние. Вследствие этого наибольшего эффекта от их снятия путем высокого отпуска следует ожидать в области знакопеременных напряжений. Для области однозначных переменных напряжений характерны более высокие рабочие напряжения. Под их воздействием значительная доля остаточных напряжений может сниматься при первых же циклах нагружения. В этих условиях высокий отпуск для некоторых соединений бесполезен и даже приводит к некоторому снижению пределов выносливости вследствие разупрочнения металла.

В работе [164] эффективность высокого отпуска в зависимости от асимметрии цикла оценивалась по результатам испытания образцов с пересекающимися швами (рис. 17). Образцы из стали 14Г2 испытывались на изгиб при симметричном, пульсирующем ( $r = 0$ ) и асимметричном ( $r = +0,3$ ) циклах напряжений. При таких характеристиках цикла взаимное расположение линий выносливости отожженных и неотожженных образцов получилось различным. При симметричном цикле более долговечными оказались отожженные образцы, при пульсирующем — выносливость тех и других образцов практически одинакова, а при асимметричном цикле несколько большее число перемен напряжений выдерживали неотожженные образцы (рис. 17). Соответственно изменяются и соотношения пределов выносливости отожженных и неотожженных образцов в зависимости от асимметрии цикла. В ранее выполненных исследованиях этому обстоятельству не придавалось значения и о влиянии остаточных напряжений на сопротивление усталости сварных соединений обычно судили по результатам испытаний, полученным при какой-либо одной характеристике цикла.

При сравнительных испытаниях отожженных и неотожженных образцов важную роль может играть и другой фактор — вид сварного соединения. Как следует из рис. 17, в условиях симметричного нагружения стыковые соединения после высокого отпуска повышают предел выносливости на 65%. В то же время сварные образцы

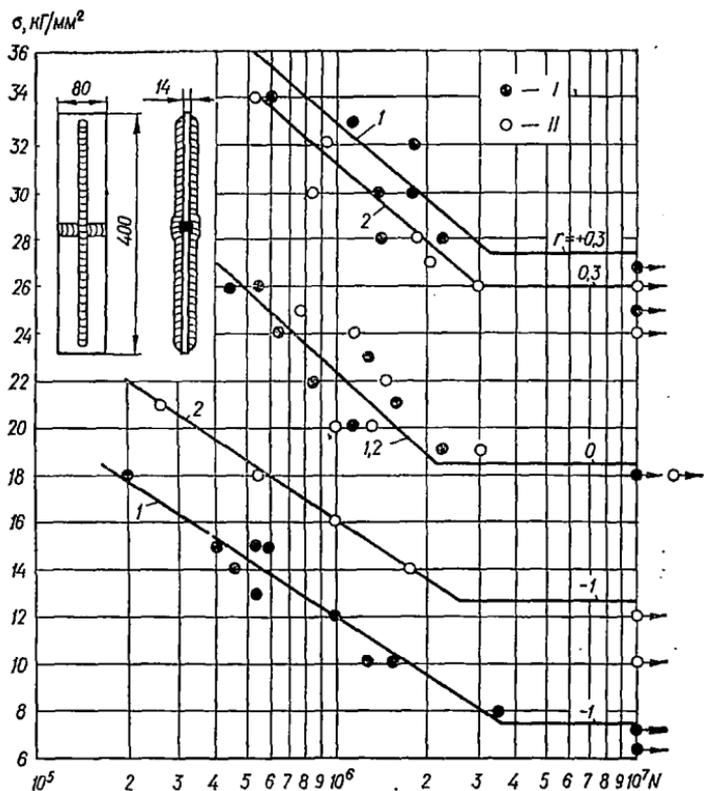


Рис. 17. Выносливость образцов с пересекающимися швами в исходном состоянии (I) и после высокого отпуска (II) при знакопеременном, пульсирующем и асимметричном циклах: I — долговечность образцов в исходном состоянии; II — долговечность образцов после высокого отпуска.

с резкой концентрацией напряжений и сосредоточенной передачей усилий (например, крестовые, рис. 16) после высокого отпуска понижают предел выносливости при симметричном цикле напряжений [100].

О причине падения выносливости упоминалось выше (в таких образцах высокий отпуск снимает не растягивающие, а сжимающие остаточные напряжения, которые образуются в корне острого надреза под влиянием рабочих напряжений). Тем не менее различный характер изменения пределов выносливости тех и других образцов после высокого отпуска прежде всего обусловлен видом сварного

соединения. Это важное положение нашло дополнительное подтверждение при испытании крестовых образцов из стали Ст. 3, в которых соединения с фланговыми швами по-разному участвовали в передаче силового потока (рис. 18). Образцы первой серии были подобны ранее рассмотренным. Они имели резкий концентратор напряжений в виде узкой щели на участке высоких рабочих и остаточных напряжений (рис. 18, а). В образцах второй серии (рис. 18, б) промежуток между стыкуемыми элементами увеличен до 100 мм, вследствие чего концентраторы напряжений оказались более мягкими. Образцы третьей серии имели щель не в основном, а в прикрепляемом элементе. В этих образцах так же, как и в образцах четвертой серии (без щелей), силовой поток только частично проходит через фланговые швы и привариваемые планки; основная его часть передается целой пластиной (рис. 18, в, г). Тем не менее концы фланговых швов и стыки прикрепляемых планок продолжают оставаться концентраторами как рабочих, так и остаточных напряжений.

Перед сваркой все пластины подвергались высокому отпуску (нагрев до 650° С, выдержка 2 ч с последующим охлаждением в печи). Половина образцов каждой серии после сварки отжигалась вторично. В этих образцах остаточных напряжений практически не было. В сопоставляемых же образцах, не подвергавшихся вторичной термообработке, остаточные напряжения достигали максимальных значений. В то же время механические свойства основного металла в этих образцах были такими же, как и в образцах со снятыми остаточными напряжениями.

Испытывались образцы на машине ЦДМ-200пу при осевом нагружении и характеристике цикла  $r = 0$  до образования трещин усталости глубиной 1—3 мм. В образцах первой и третьей серий трещины брали начало от щелей, а в образцах второй и четвертой серий — от концов фланговых швов.

Образцы каждой серии по-разному реагировали на снятие остаточных напряжений путем высокого отпуска. Пластины с резким концентратором напряжений и высокими рабочими напряжениями в месте надреза понизили сопротивление усталости после высокого отпуска (рис. 18, а). Крестовые образцы с большим зазором (вторая серия) не изменили выносливость после высокого отпуска (рис. 18, б). Отожженные образцы третьей и четвертой серий заметно повысили сопротивление усталости (рис. 18, в, г). Отсюда следует, что характер распределения рабочих напряжений в изделии или образце может существенно повлиять на действие остаточных напряжений и эффект их снятия путем высокого отпуска. При одинаковых растягивающих остаточных напряжениях одни соединения после высокого отпуска повышают сопротивление усталостным разрушениям, у других оно остается неизменным или несколько понижается. В то же время полученные результаты полностью подтверждают вывод о существенном влиянии растягивающих остаточных напряжений на выносливость сварных соединений и показывают, что в



зависимости от вида соединения это влияние может проявиться не только в области знакопеременных напряжений, но и при действии однозначных переменных напряжений.

В работе [7] установлено, что интенсивность влияния растягивающих остаточных напряжений зависит и от вида напряженного состояния. Чтобы оценить раздельное влияние концентрации напряжений, изменения свойств околошовной зоны и остаточных напряжений в условиях линейного напряженного состояния (изгиб)

Таблица 5. Сопоставление влияния отдельных факторов при плоском и линейном напряженном состоянии

Фактор	r	Снижение ( - ) или повышение ( + ) предела выносливости под влиянием изучаемого фактора, %		
		линейное напряженное состояние	плоскостное напряженное состояние	
			$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -0,47$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$
Концентрация напряжений	-1	-43	—	-19
Изменение свойств околошовной зоны	-1	+17	—	0
Остаточные напряжения	-1 0	-24 0	-34 —	-36 -23

Примечание. Здесь  $\sigma_1, \sigma_2$  — главные напряжения, отношение  $\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$  соответствует чистому сдвигу (кручению).

и плоского напряженного состояния (изгиб с кручением), было испытано 17 серий образцов размерами  $400 \times 800 \times 20$  мм из стали 10Г2С1 ( $\sigma_T = 38$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 53$  кг/мм<sup>2</sup>). Концентрация напряжений и остаточная напряженность в образцах создавались пересекающимися швами. Сопоставление пределов выносливости образцов в исходном состоянии, после нормализации и высокого отпуска показало (табл. 5), что при плоском напряженном состоянии, когда главные напряжения имеют разные знаки, влияние остаточных напряжений сказывается сильнее, чем при линейном напряженном состоянии. В то же время влияние концентрации напряжений больше проявляется при изгибе, чем при чистом сдвиге.

Приведенные экспериментальные данные позволяют заключить, что степень влияния растягивающих остаточных напряжений зависит от вида соединения, асимметрии цикла, напряженного состояния и характера передачи усилий в элементе или образце. В ряде случаев это влияние может быть соизмеримо с эффектом концентрации напряжений. Стыковые и нахлесточные соединения,

участвующие в передаче основного силового потока, наиболее заметно изменяют пределы выносливости под влиянием растягивающих остаточных напряжений при знакопеременных нагрузках. В области однозначных напряжений снижение выносливости под действием остаточных напряжений может наблюдаться в местах прикрепления конструктивных элементов (ребер, фасонки, диафрагм и т. п.), а в несущих соединениях — при кручении.

Вместе с тем, изменяя поля остаточных напряжений, можно существенно повысить сопротивление сварных соединений усталостным разрушениям (см. гл. IV).

## ИСХОДНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МЕТОДА ОЦЕНКИ ВЫНОСЛИВОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

До недавнего времени вопросам методики усталостных испытаний сварных соединений не придавалось существенного значения. В большинстве проведенных исследований размеры образцов, характер напряженного состояния, частота нагружения, база испытаний и т. д., в основном, определялись возможностями проведения испытаний на имеющемся испытательном оборудовании. Результаты подобных исследований носили частный характер, вследствие чего их трудно было использовать в расчетах. Пределы выносливости одних и тех же соединений, испытанных по различным методикам, отличались в полтора-два раза.

Чтобы результаты опытов можно было распространять на реальные конструкции, при испытаниях должны учитываться все основные факторы, определяющие несущую способность соединений. При таком подходе возникает необходимость более детально рассмотреть и обосновать исходные положения методики испытаний сварных соединений на выносливость.

### 1. Критерий усталостного разрушения

Обычно испытания на усталость сварных соединений и образцов материала, а также построение кривых усталости проводят по результатам, полученным при окончательном разрушении. Между тем процесс усталостного разрушения делится на две качественно отличные стадии. В первой происходит накопление изменений, приводящих при достаточном уровне переменной напряженности к образованию начальной трещины усталости; во второй — развитие трещины в объекте испытания вплоть до мгновенного статического излома обычно хрупкого типа. Распределение общего числа циклов, необходимого для разрушения, между двумя стадиями зависит от вида напряженного состояния, особенно от его неоднородности, размеров сечения, а также условий нагружения: эластичного при фиксированной амплитуде нагрузки или жесткого при фиксированной амплитуде перемещения. Если при однородном напряженном состоянии и эластичном нагружении до образования трещины оказывается необходимым 0,8—0,9 общего числа циклов,

то при наличии концентрации, а также при больших сечениях и эластичном нагружении это число циклов уменьшается до 0,3—0,4 от общего. При жестком нагружении оно оказывается еще меньшим.

После образования начальных стадий усталостной трещины сопротивление сварного элемента как усталостному, так и хрупкому разрушению резко уменьшается. Для развития возникшей усталостной трещины (если только ее зарождение не было связано с высокими растягивающими остаточными напряжениями, снявшимися после образования трещины) достаточно, чтобы амплитуды напряжений были в 1,5—2,5 раза меньше, чем при ее образовании [141, 264]. Для возникновения хрупкого разрушения после образования начальной усталостной трещины испытываемый элемент должен находиться в области температур ниже критической. Такое состояние может оказаться вполне реальным, если учесть, что уровень критических температур хрупкости зависит не только от свойств металла, но и от абсолютных размеров элемента, наклепа и старения в зонах концентрации рабочих и остаточных напряжений. Быстропротекающему процессу хрупкого разрушения могут способствовать ударные импульсы. Рядом работ [27, 33, 41, 94, 113, 123, 129, 131, 142, 175, 227, 240, 255] установлено, что в процессе циклического нагружения происходят существенные изменения первоначальных свойств металла, связанные с «разрыхлением» кристаллической решетки, накоплением пластических деформаций и старением, существенно понижающими критическую температуру, которая для конструкций и элементов из толстого металла (толщиной 50—100 мм) может быть выше 0° С.

Таким образом, усталостное повреждение, отвечающее начальным стадиям образования трещины, имеет в большинстве случаев решающее значение для несущей способности конструкций, работающих при пониженных, нормальных, а в ряде случаев и повышенных температурах (как, например, в мощном энергетическом оборудовании), так как после достижения этими трещинами определенных критических размеров возможен переход усталостного разрушения к внезапному хрупкому при низких номинальных напряжениях. Такие разрушения наблюдались в рамах вагонов [77, 78], ядерных реакторах [182], строительных конструкциях и дорожных машинах [167]. Не исключено, что с циклическими повреждениями связан ряд катастрофических аварий сосудов внутреннего давления и сварных судов. Замечено, например, что по мере увеличения срока службы хрупкие разрушения судов происходят при все более высоких температурах. По всей видимости, это явление обусловлено накоплением циклических повреждений.

Надо полагать, что для конструкций, испытывающих переменные напряжения и в то же время работающих при пониженных температурах (мосты, бункерные и разгрузочные эстакады, подкрановые балки, грузоподъемные, транспортные и дорожные машины, подвижной состав железных дорог), наиболее существенным фактором надежности является предотвращение разрушений, связанных

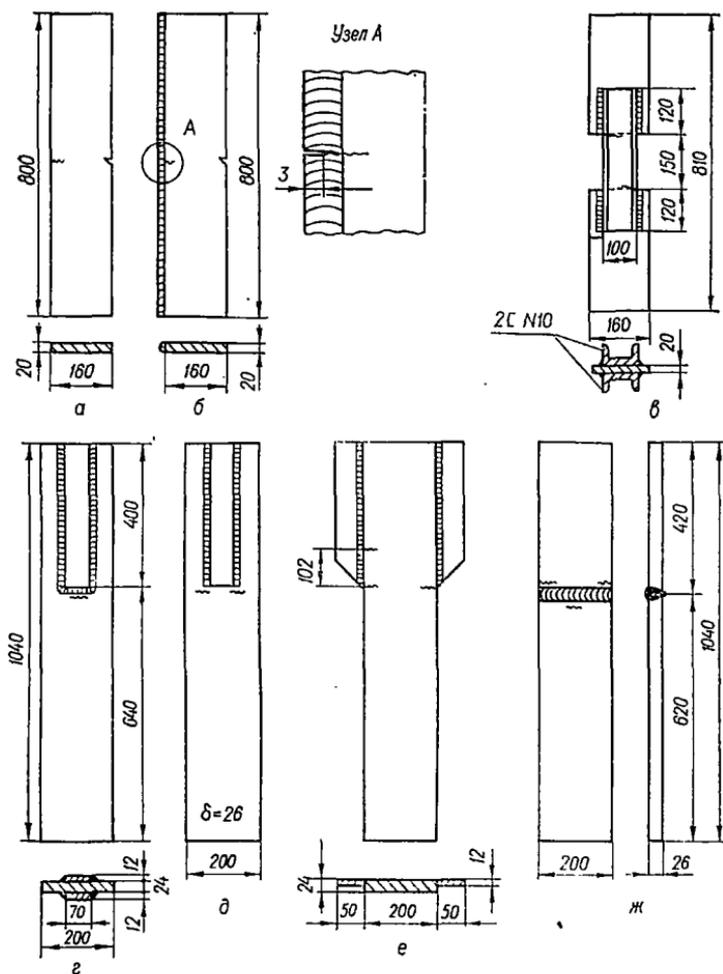


Рис. 19. Образцы, применявшиеся при исследовании чувствительности основного металла и сварных соединений к циклическим повреждениям:

*a* — пластины основного металла с трещинами усталости глубиной 10 мм в образцах первой серии и 4 мм в образцах третьей серии; *б* — пластины с наплавками и трещинами усталости глубиной 6—20 мм; *в, г, д, е, ж* — сварные образцы с трещинами усталости глубиной 1—10 мм.

с переходом усталостных трещин в хрупкие. Сварные элементы перечисленных конструкций изготавливаются обычно из мягких углеродистых и низколегированных сталей при толщине листов и прокатных профилей 10—50 мм. Усталостные повреждения в них вызываются сравнительно невысокими переменными напряжениями, а наиболее низкие климатические температуры эксплуатации составляют  $-40 \div -60^\circ \text{C}$ . В то же время эти конструкции в процессе эксплуатации могут испытывать небольшие ударные импуль-

сы случайного характера или же вполне закономерные, например в железнодорожных вагонах или экскаваторах. Определение совокупности факторов, вызывающих в данных условиях переход усталостной трещины в хрупкую, и нахождение ее критических размеров, являлось целью ряда исследований, выполненных в ИЭС им. Е. О. Патона [157, 160, 264, 271] и зарубежными исследователями [232, 236].

Несущая способность крупногабаритных пластин с трещинами усталости определялась в условиях низких температур при определенных характерных особенностях образцов и нагружения. Были испытаны образцы четырех серий. Образцы первой серии из стали Ст. 3 сварке не подвергались (рис. 19, а). Трещины усталости одинаковой глубины, равной 10 мм, получались в условиях комнатных температур при пульсирующей нагрузке, вызывающей максимальные напряжения  $18 \text{ кг/мм}^2$ . Образцы с трещинами усталости испытывались на разрыв статической нагрузкой в интервале температур  $+20 \div -137^\circ \text{C}$ . Образцы второй серии также из Ст. 3 имели продольные наплавки по кромке (рис. 19, б). Трещины усталости, глубина которых в различных образцах была от 6 до 20 мм, начинались от небольших надрезов в шве. Они получались при пульсирующих напряжениях  $18 \text{ кг/мм}^2$ . В отдельных образцах переменные напряжения составляли меньшую величину. Статические испытания проводились при температуре  $-50^\circ \text{C}$ . В образцах третьей серии — пластинах из стали Ст. 3сп, не подвергавшихся сварке (рис. 19, а), усталостные трещины имели глубину 4 мм. В процессе статического нагружения при температурах  $0-70^\circ \text{C}$  по этим образцам наносились небольшие удары ручным молотком при каждом увеличении статической нагрузки на 5 т. Образцы четвертой серии (рис. 19, в, г, д, е, ж) из сталей Ст. 3 М16С и 14Г2 представляли собой сварные соединения с трещинами усталости глубиной 1—10 мм. Они были получены при различных переменных напряжениях: ниже  $18 \text{ кг/мм}^2$  при пульсирующих циклах и ниже  $10 \text{ кг/мм}^2$  при симметричных циклах. Перед статическими испытаниями образцы замораживались до  $-40 \div -65^\circ \text{C}$ . Растяжение с дополнительными ударными импульсами выполнялось так же, как и при испытании образцов предыдущей серии.

Испытания образцов с трещинами усталости в основном металле при статическом нагружении (первая серия) показали, что резкое снижение номинальных разрушающих напряжений происходит при температурах ниже  $-60^\circ \text{C}$  (рис. 20). Поэтому в условиях обычных климатических температур усталостные трещины, развивающиеся в материале, не подвергавшемся сварке и пластическим деформациям, по-видимому, не могут стать очагами хрупких разрушений рассматриваемых конструкций до тех пор, пока не исчерпается их несущая способность под действием циклических напряжений. В то же время следует отметить, что этот вывод, вероятно, нельзя распространять на те случаи, когда трещина усталости является продолжением большой конструктивной несплошности, например

люка в палубе судна или же выреза в сплоштенчатой балке. В этом отношении показательны результаты японских исследователей [232, 236], изучавших влияние глубины надреза на несущую способность основного металла и стыковых соединений. Испытания образцов размером 400 × 500 мм из малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей показали, что нижняя критическая температура, соответствующая скачкообразному уменьшению номинальных разрушающих напряжений, существенно повышается при увеличении глубины надреза. При этом заметно снижается уровень напряжений в за-

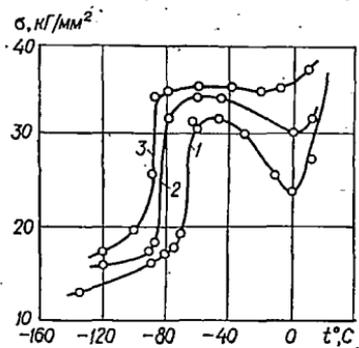


Рис. 20. Зависимость номинальных разрушающих напряжений от температуры испытания образцов с трещинами усталости глубиной 10 мм:

1 — сталь ВСт. 3кп; 2 — ВСт. 3пс; 3 — ВСт. 3сп.

критической области. Увеличение глубины надреза от 10 до 120 мм смещало критическую температуру сталей повышенной прочности от  $-180$  до  $-60^\circ\text{C}$ . Поскольку конфигурация «берегов» надреза или трещины в ряде случаев не оказывает заметного влияния на условия разрушения, усталостную трещину, являющуюся продолжением какой-либо конструктивной несплошности, следует рассматривать как вершину длинного надреза. В этих условиях трещина усталости, очевидно, представляет большую опасность.

Вторая серия опытов, выполненных в ИЭС им. Е. О. Патона (образцы с наплавками на кромке), была предпринята в связи с наблюдавшимися при низких номинальных напряжениях хрупкими разрушениями сварных образцов с усталостными трещинами или острыми надрезами сравнительно небольшой глубины. Во всех этих исследованиях концентраторы напряжений располагались нормально к шву и заканчивались в околшововой зоне. Так, например [157], в одном из образцов, имитирующих прикрепление фасонки, зародившаяся в 102 мм от конца шва усталостная трещина развилась на глубину 4,5 мм и вышла в околшововую зону (см. рис. 19, е). При последующих статических испытаниях и температуре  $-65^\circ\text{C}$  образец разрушился хрупко, когда номинальные напряжения в нем были равны только  $7,6 \text{ кг/мм}^2$ .

В исследованиях Холла [231], Кихары и Оба [67] испытывались широкие пластины из мягкой стали, сваренные продольным стыковым швом. Острый надрез наносился после сварки. В опытах Холла его длина была постоянной и он заканчивался в околшововой зоне; в опытах Кихары и Оба длина надреза изменялась в широких пределах. В тех и других исследованиях при ограниченно низких температурах наблюдалось падение номинальных разрушающих напряжений ниже предела текучести материала. Характерно, что и

в опытах Кихары и Оба прочность падала главным образом тогда, когда вершина надреза располагалась в околошовной зоне. Наблюдаемое снижение прочности, вероятно, связано с охрупчиванием металла околошовной зоны, вызываемым термопластическими деформациями, а также воздействием растягивающих остаточных напряжений. Во второй серии опытов предполагалось выявить наиболее опасные в этом отношении участки околошовной зоны и определить тем самым критический размер усталостных трещин. С этой

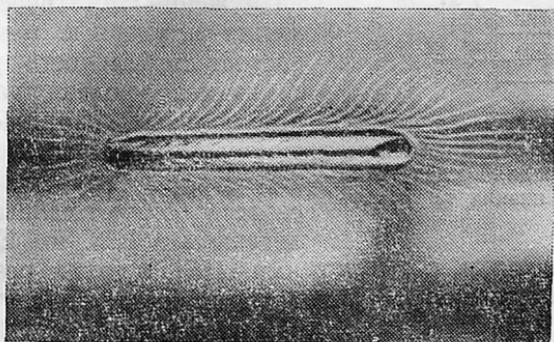


рис. 21. Распределение термопластических деформаций в околошовной зоне.

целью в ИЭС им. Е. О. Патона было испытано 22 образца с трещинами усталости различной глубины (см. рис. 19, б). Однако поставленную задачу полностью решить не удалось. Результаты оказались не стабильными. Только два образца разрушились хрупко при низких номинальных напряжениях. В одном из них трещина имела длину 6 мм (образец разрушился при номинальных напряжениях  $16,7 \text{ кг/мм}^2$ ), в другом — 10 мм (разрушение произошло при напряжениях  $18,0 \text{ кг/мм}^2$ ). Остальные образцы с трещинами усталости такой же или иной протяженности показали прочность выше предела текучести материала. Очевидно, в образцах, разрушившихся при низких номинальных напряжениях, проявлялось влияние дополнительного фактора. Как будет показано ниже, этим фактором, вероятно всего, является прерывистость сварочных деформаций в районе шва. На рис. 21 показана картина распределения термопластических деформаций в околошовной зоне (ее удалось получить в условиях, исключающих окисление поверхности). Из рисунка видно, что деформация, развивающаяся в процессе сварки, имеет неоднородный, прерывистый характер. Поскольку деформирование при повышенных температурах вызывает интенсивное охрупчивание стали как при сжатии [245], так и при растяжении [57], есть основания полагать, что в околошовной зоне охрупченные области металла перемежаются с неохрупченными. Вследствие этого возможность разрушения при низких номинальных напряжениях может быть связана с тем, в какую из этих

областей попадает вершина усталостной трещины. При такой связи наблюдаемая нестабильность результатов испытаний вполне закономерна. Что касается протяженности усталостной трещины, вызывающей при таких условиях хрупкое разрушение, то, по приведенным данным, она может составлять 4 мм и более.

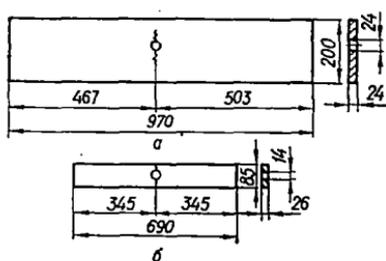


Рис. 22. Образцы с отверстием и трещинами усталости для последующих испытаний при низких температурах.

опытов на пластинах с отверстиями [157], а также результаты испытаний образцов третьей серии. Если пластины из стали М16С сечением 200 × 24 мм с отверстием посередине (рис. 22, а) при статическом нагружении и температуре  $-65^{\circ}\text{C}$  разрушались при напряжениях, близких к пределу прочности материала, то при комбинированном нагружении номинальные напряжения снижались до 15–17 кг/мм<sup>2</sup>. У пластин меньшего сечения (рис. 22, б) результаты были практически такими же (табл. 6).

Более полная зависимость номинальных разрушающих напряжений от температуры испытаний в условиях комбинированного нагружения получена на образцах третьей серии. Как видно из рис. 23, снижение несущей способности начинается с температуры  $-20^{\circ}\text{C}$ . При  $-30^{\circ}\text{C}$  разрушающие номинальные напряжения становятся равными пределу текучести материала, а при  $-55^{\circ}\text{C}$  они составляют менее 10 кг/мм<sup>2</sup>. Сравнивая эти данные с результатами испытаний образцов первой серии (см. рис. 20), видим здесь значительное смещение критической температуры хрупкости в область положительных значений (примерно на  $50^{\circ}\text{C}$ ), несмотря на то что глубина трещин в образцах третьей серии (4 мм) была меньше, чем в образцах первой серии (10 мм). При отсутствии усталостных

Описанные опыты проводились при статическом нагружении. В условиях комбинированного нагружения (статические напряжения и ударные импульсы) возрастает стабильность результатов, снижается уровень разрушающих номинальных напряжений и существенно повышается критическая температура хрупкости. Об этом свидетельствуют данные ранее проведенных в ИЭС им. Е. О. Патона

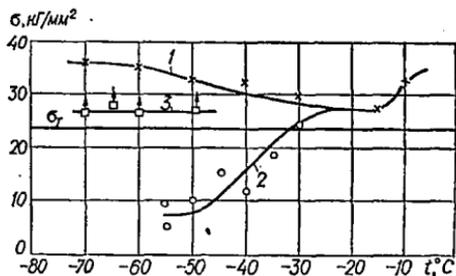
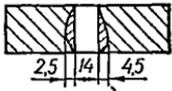
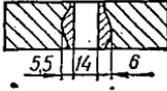
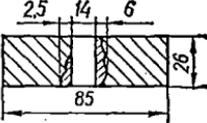


Рис. 23. Зависимость номинальных разрушающих напряжений от температуры испытания образцов:

1 и 2 — образцы с трещинами усталости глубиной 4 мм при статическом нагружении соответственно без ударных импульсов и с ударными импульсами; 3 — образцы без трещин усталости, статическое нагружение с ударными импульсами.

Таблица 6. Несущая способность образцов с отверстиями и трещинами усталости при температуре  $-65^{\circ}\text{C}$

Номер образца	Трещины усталости	Характер нагружения	Номинальные разрушающие напряжения, $\text{кг/мм}^2$
107		Статический	39,2
108		»	39,2
104		Комбинированный	17,4
105		То же	15,2
106		» »	17,4
173		» »	14,1
171		» »	20,5

Номер образца	Трещины усталости	Характер нагружения	Номинальные разрушающие напряжения, $\text{кг/мм}^2$
172		Комбинированный	34,9
170		»	20,0
174		»	11,2

трещин пластины основного металла практически нечувствительны к ударным импульсам во всем диапазоне климатических температур (прямая 3 на рис. 23).

Минимальный размер усталостных трещин, вызывающих резкое падение разрушающих номинальных напряжений в области температур ниже критических, определялся на образцах четвертой серии (см. рис. 19, в, г, д, е, ж). Как уже упоминалось, глубина усталостных трещин в этих образцах изменялась от 1 до 10 мм. Результаты испытаний, представленные на рис. 24, позволяют установить определенный порог чувствительности образцов к размерам усталостной трещины. Прочность резко падает при глубине трещин 3,5—4,5 мм (заштрихованная область). Все образцы с меньшими трещинами разрушались вне сварного соединения при напряжениях, близких к пределу прочности основного металла. Образцы с большими трещинами разрушались по сечениям, включавшим трещины, и при напряжениях, не достигших предела текучести материала.

Установленный порог, очевидно, стабилен для исходного материала исследованных малоуглеродистых и низколегированных сталей (в опытах применялись бессемеровская и мартеновская стали Ст. 3, М16С, низколегированная 14Г2). При этом данные испытаний образцов основного металла оказались такими же, как и сварных образцов. Значительно заметнее могут влиять на критический размер трещины изменения свойств металла, обусловленные циклическостью нагружения. В этом отношении показательны результаты испытаний идентичных образцов с усталостными и хрупкими тре-

щинами. Образцы с усталостными трещинами были такими же, как и в опытах первой серии, и отличались от них только глубиной трещин. После сострагивания кромки с надрезом и началом усталостного разрушения глубина трещины в различных образцах составляла 2,0; 3,5; 4,0 и 5,0 мм. Аналогичные образцы, но с крупной трещиной (рис. 25, б) получались из пластин с приваренным

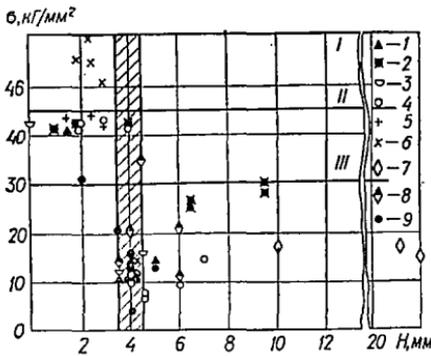


Рис. 24. Зависимость несущей способности образцов от глубины усталостной трещины ( $t = -40 \div -65^\circ \text{C}$ ):

1 — нахлесточные соединения с фланговыми швами, образцы из швеллеров, сталь Ст. 3кп. (см. рис. 19, в); 2 — нахлесточные соединения с обваркой по контуру, плоские образцы, сталь М16С (см. рис. 19, а); 3 — нахлесточные соединения с фланговыми швами, плоские образцы, сталь М16С (см. рис. 19, д); 4 — прикрепление фасонки, сталь М16С (см. рис. 19, е); 5 и 6 — стыковые соединения, сталь М16С и 14Г2 соответственно (см. рис. 19, ж); 7 — образцы сечением  $200 \times 24$  мм с отверстием по середине, сталь М16С (см. рис. 22, а); 8 — образцы сечением  $85 \times 26$  мм с отверстием по середине, сталь М16С (см. рис. 22, б); 9 — пластины основного металла, сталь Ст. 3сп.; I и II — уровни предела прочности соответственно стали 14Г2 и М16С; III — уровень предела текучести стали М16С.

ми ударами так же, как это выполнялось в ранее описанных опытах. Для образцов с усталостными трещинами (рис. 26, темные кружки) критическая глубина оказалась 3,5 мм, а для образцов с хрупкими трещинами (светлые кружки) — 10 мм (заштрихованные области).

Результаты испытаний различных образцов согласуются между собой. Во всех опытах усталостные трещины вызывали хрупкие разрушения при низких номинальных напряжениях только после того, как их глубина превышала 3,5—4,5 мм. То же самое наблюдается и на практике. Из всех преждевременных разрушений хрупкого характера, очагом которых служили усталостные трещины, только в одном случае зафиксирована трещина глубиной менее 4 мм — это разрушение вагонной тележки, подробно описанное М. М. Крайчиком [77]. В данном случае усталостная трещина имела

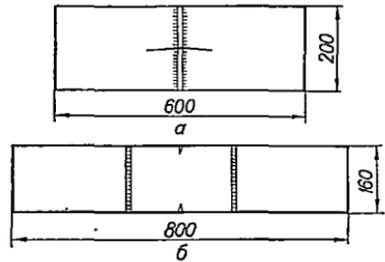


Рис. 25. Пластина с составным ребром для получения хрупких трещин (а) и вырезанный из нее образец (б).

составным ребром после их испытаний при низких температурах [58]. Некоторые пластины разрушались не полностью, хрупкая трещина в них оставалась. В образцах, вырезанных из таких пластин, хрупкие трещины имели глубину соответственно 8, 10, 11 и 14 мм. Те и другие образцы испытывались при температуре  $-50^\circ \text{C}$  на растяжение с дополнительными

глубину 3 мм. Однако с учетом подреза в этом месте общая глубина надреза равнялась 6,5 мм.

Исходя из приведенных данных, за критерий завершения усталостных испытаний предлагается принимать предельное докритическое состояние усталостной трещины, исключая хрупкое разрушение изделий и конструкций. Для рассмотренных условий наибольшая докритическая глубина усталостной трещины состав-

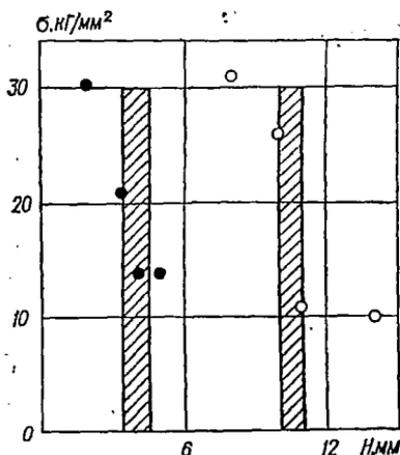


Рис. 26. Результаты испытаний образцов с усталостными и хрупкими трещинами различной глубины ( $t = -50^\circ \text{C}$ ).

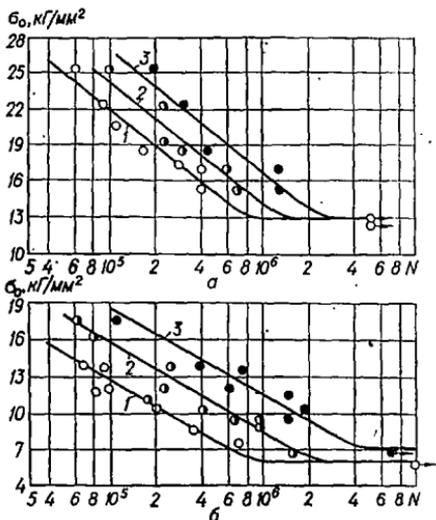


Рис. 27. Кривые усталости стыковых (а) и нахлесточных (б) соединений, полученные по трем критериям завершения испытаний.

ляет 2—3 мм. При указанных размерах трещины должна фиксироваться долговечность образцов основного материала и сварных соединений, определяемая для оценки несущей способности элементов таких конструкций, как мосты, краны, подкрановые балки, экскаваторы, подвижной состав, дорожные машины и т. п.

Предлагаемый критерий соответствует области развития усталостной трещины. Поэтому значения долговечностей понижаются по сравнению с получаемыми по критерию полного излома. Вместе с тем они выше устанавливаемых по моменту возникновения разрушения. На рис. 27 приведены результаты испытаний образцов сечением  $80 \times 26 \text{ мм}$  из термически обработанной стали 10Г2С1 ( $\sigma_T = 47,8 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 61,8 \text{ кг/мм}^2$ ) со стыковыми швами и образцов из стали Ст. 3 ( $\sigma_T = 24,8 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 39,5 \text{ кг/мм}^2$ ) с нахлесточными соединениями (2 IN 10) по трем критериям: началу разрушения — трещина глубиной 0,4—0,6 мм (кривая 1); моменту достижения усталостной трещиной глубины 2—3 мм (кривая 2) и полному излому образца (кривая 3). Испытания проводились на растяжение с постоянной амплитудой усилия при пульсирующем

цикле напряжений. Как видно из графиков, от момента возникновения видимой трещины до полного излома образцы выдерживают значительное число перемен нагрузок. При низких напряжениях для полного развития усталостной трещины может потребоваться несколько миллионов циклов. Поэтому обоснованное смещение кривой усталости приобретает существенное значение. Принятие критерия наибольшей докритической трещины позволяет сдвинуть кривую в среднем на одну треть интервала, характеризующего период развития трещины.

## 2. База испытаний

Элементы пролетных строений мостов, вагонов, тепловозов, кранов, подкрановых балок за срок своей службы могут испытывать свыше 10 млн. перемен напряжений. Для таких конструкций максимальная длительность испытаний сварных соединений соответствует правому участку усталостной кривой.

О виде правого участка и расположении места перелома кривой усталости сварных соединений существует несколько представлений. По наиболее распространенному мнению, кривые усталости сравнительно мягких сталей и их соединений при графическом изображении в логарифмических ( $\lg \sigma$ ,  $\lg N$ ) или полулогарифмических ( $\sigma$ ,  $\lg N$ ) координатах могут быть представлены в виде двух прямых, одной — круто падающей и другой — слабо наклоненной к оси абсцисс.

Считается, что точка пересечения этих прямых чаще всего лежит недалеко от числа циклов  $N = 2 \cdot 10^6$ . В мостостроении это число циклов совпадает с количеством поездов, проходящих по железнодорожному мосту за 55 лет его эксплуатации [55]. Отсюда сначала для транспортных, затем для гражданских сооружений и других конструкций с необрабатываемой поверхностью базу усталостных испытаний стали принимать равной 2 млн. циклов.

При испытании сварных соединений с фланговыми швами М. М. Гохберг наблюдал перелом кривой усталости при 4 млн. циклов. Было высказано предположение, что для соединений с высокой концентрацией напряжений точки перелома кривых усталости смещаются в область большего числа циклов. В связи с этим усталостные испытания сварных решетчатых конструкций рекомендовалось выполнять на базе 5 млн. циклов [37].

С увеличением абсолютных размеров образцов количество циклов до поломки может иногда составлять десятки и даже сотни миллионов циклов. Поэтому пределы выносливости таких изделий, как вагонные и электровозные оси, коленчатые валы мощных двигателей и т. п., в ряде случаев определяют на весьма большой базе. Например, в практике испытаний железнодорожных осей в США установилось правило оценивать предел выносливости на базе 85 млн. циклов [174]. По мнению Б. Н. Дучинского, в случае

крупных сварных образцов из малоуглеродистой стали с прокатной поверхностью также не следует ожидать перелома кривой усталости при нескольких миллионах циклов. Предполагается, что абсолютный предел выносливости таких образцов может быть достигнут только при числе циклов примерно 100 млн. [52]. Однако последнее утверждение не согласуется с опытными данными. На сварных образцах не только малого, но и весьма большого сечения (например,  $200 \times 200$  мм), испытываемых И. В. Кудрявцевым, перелом кривых обычно наблюдается в интервале 2—7 млн. циклов.

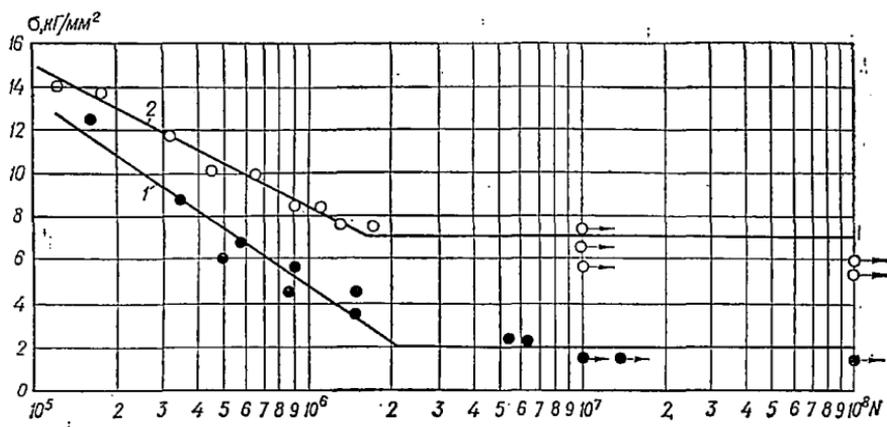


Рис. 28. Кривые усталости соединений на базе 100 млн. циклов:  
1 — нахлесточное соединение с фланговыми швами; 2 — стыковое соединение.

После перелома, вероятно, происходит некоторое дальнейшее понижение долговечности с возрастанием числа циклов, но оно настолько незначительное, что для практических целей им можно пренебречь. На это, в частности, указывают данные испытаний стыковых соединений и образцов с фланговыми швами, выполненных на базе 100 млн. циклов [158]. Образцы сечением  $200 \times 26$  мм с консольным закреплением испытывались на изгиб при симметричном цикле и постоянной амплитуде напряжений с частотой 40—45 гц. Критерием завершения испытаний служила трещина усталости глубиной 2—3 мм. При напряжениях, близких к уровню напряжений в месте перелома кривой, образцы выдерживали 100 млн. перемен нагружения без видимых признаков разрушения (рис. 28).

В зависимости от принимаемого критерия завершения испытаний место перелома кривых заметно смещается (см. рис. 27). Поэтому для установления базы испытаний образцов по критерию начальной стадии разрушения требовались дополнительные наблюдения. В табл. 7 сведены данные о месте перелома кривых усталости, полученные в результате испытания различных сварных образцов до момента зарождения в них трещин усталости глубиной 2—3 мм. Испытания выполнялись в ИЭС им. Е. О. Патона на магнитных машинах (изгиб) и машинах с пульсаторами (растяжение —

Таблица 7. Места переломов кривых усталости

Соединение и вид обработки	Сталь	Поперечное сечение образца, мм	Количество образцов	Характер нагружения		Точка перелома, млн. циклов
Стыковое	M16C	200×30	14	Изгиб	-1	1,7
»	M16C	200×30	8	»	0	1,9
Прикрепление фасонки в стык	M16C	200×30	7	»	-1	2,0
Пересекающиеся швы	M16C	200×30	7	»	-1	3,0
То же	M16C	200×30	7	»	0	1,8
Нахлесточное с обваркой по контуру	M16C	200×30	7	»	-1	1,8
То же	M16C	200×30	9	»	0	2,8
Образцы с ребрами жесткости	M16C	200×30	9	»	-1	3,4
То же	M16C	200×30	8	»	0	2,8
Образцы с фланговыми швами	M16C	200×30	10	»	-1	2,3
То же	Ст. 3	2 [№ 10	9	Осевое нагружение	0	1,8
Стыковое	10Г2С1	200×26	8	Изгиб	-1	2,5
»	10Г2С1	200×26	8	»	-1	2,8
»	термообр.	200×26	8	»	0	2,8
»	То же	200×26	8	»	-1	2,0
»	09Г2ДТ	200×26	8	Изгиб	0	3,5
»	09Г2ДТ	200×26	8	»	0	2,5
»	СХЛ-4	200×26	7	»	-1	3,2
Образцы с ребрами жесткости	10Г2С1	200×26	9	»	-1	3,2
То же	термообр.	200×26	8	»	0	2,3
» »	09Г2С	200×26	8	»	-1	3,0
» »	09Г2С	200×26	8	»	0	1,5
» »	СХЛ-4	200×26	7	»	0	3,0
Стыковое после пластического обжатия	МК	200×26	11	»	-1	3,0
Образцы с ребрами жесткости	термообр.	200×30	6	»	0,3	3,5
Образцы с пересекающимися швами предварительно нагруженными	M16C	200×30	7	»	-1	3,5
Образцы с пересекающимися швами после отпуска	M16C	200×30	7	»	-1	3,0
Образцы с ребрами жесткости	10Г2С1	200×30	12	»	-1	3,0
Стыковое после пластического обжатия	10Г2С1	200×30	5	»	-1	3,5
То же	10Г2С1	200×30	7	Изгиб	-1	3,5

Соединение и вид обработки	Сталь	Поперечное сечение образца, мм	Количество образцов	Характер нагружения	$r$	Точка перелома, млн. циклов
Образцы с ребрами жесткости после пластического обжатия	10Г2С1	200×30	8	Изгиб	-1	2,5
Образцы с пересекающимися швами	Ст. 3	120×29	10	»	-1	2,5
То же	Ст. 3	80×12	40	»	-1	2,4
Стыковое	М16С	160×30	7	Осевое нагружение	0	2,0
Образцы с ребрами жесткости	М16С	160×30	7	То же	0	3,3
Стыковое	10Г2СД	200×30	8	Изгиб	-1	2,4
»	10Г2СД	200×30	8	»	0	4,0
Прикрепление ребер жесткости	10Г2СД	200×30	8	»	-1	3,0
Стыковое	09Г2С	200×30	6	»	-1	2,2
»	09Г2С	200×30	9	»	0	4,0
»	10ХСНД термооб.	200×30	7	»	-1	2,0
Прикрепление ребер жесткости	То же	200×30	7	»	0	2,5
То же	»	200×30	6	»	-1	3,2
» »	»	200×30	7	»	0	3,0
Стыковое	15ХГ2СМФР	200×30	6	Изгиб	-1	2,3
Прикрепление ребер жесткости	Ст. 3лс	200×30	9	»	-1	3,8

сжатие) на базе 10 млн. циклов (см. главу III). Диаграммы  $\sigma - \lg N$  строились в виде двух прямых линий: одной наклонной и другой горизонтальной. Хотя такое построение и является несколько условным [25], оно позволяет установить перелом более четко.

Во всех 45 кривых усталости перелом наблюдался в интервале 1,5—4 млн. циклов. При испытании семи—двенадцати образцов каждой серии отыскать его точное положение затруднительно. Несмотря на это, точки перелома всех кривых размещаются в довольно узком диапазоне изменения  $N$  и, очевидно, в первом приближении допустимо принять, что положение их не зависит от вида соединений и типа образца. Среднее значение  $\bar{N}$  точек перелома получается равным 2,7 млн. циклов, а дисперсия  $S_{\bar{N}} = 0,65$  млн. циклов.

Принимая, что рассеяние местонахождения точек перелома подчиняется нормальному закону распределения и отклонение от среднего значения не превышает тройной меры рассеяния, база испытаний сварных образцов должна составлять не менее 5 млн. циклов.

Такую базу рекомендуется [158, 264] принимать, когда критерием усталостного разрушения служит стадия зарождения трещины. В случае завершения испытаний при полном изломе образцов, базой испытания должно служить большее число  $N$ .

Статистическая обработка тех же данных в вероятностной оценке представлена на рис. 29. Построение основано на следующих положениях. Если все числа циклов  $N$ , соответствующие перелому кривых усталости (в данном случае  $n = 45$ ), расположить в воз-

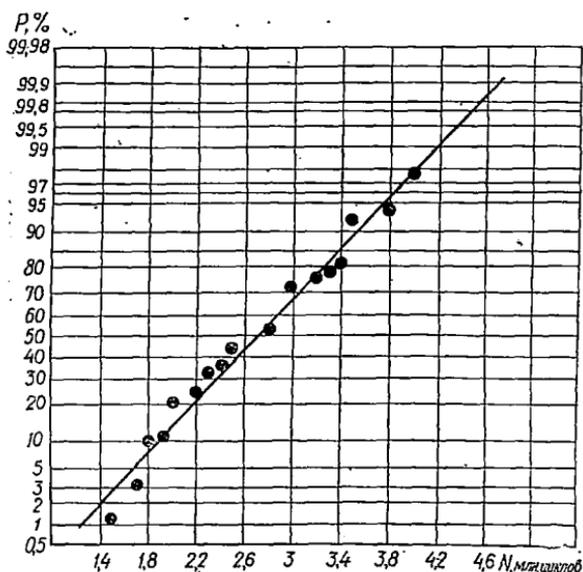


Рис. 29. График накопленных частот положения переломов кривых усталости сварных соединений.

растающем порядке  $N_1 \leq N_2 \leq N_3 \leq \dots \leq N_m, \dots, \leq N_n$ , то доля общего количества кривых, имеющих точку перелома при числе циклов, меньшем или равном  $N_m$ , определяется отношением  $\frac{m}{n}$ .

Это отношение является накопленной частотой, которая оценивает вероятность перелома кривой усталости при  $N$ , меньшем или равном  $N_m$ . В качестве накопленной частоты обычно берут отношение  $\frac{m}{n+1}$  или  $\frac{m-0,5}{n}$  [14], [178]. По известным величинам  $N_m$  и соот-

ветствующим им значениям  $\frac{m-0,5}{n}$  построен график (рис. 29), по оси абсцисс которого отложены числа циклов  $N$ , а по оси ординат вероятность  $P$  появления перелома кривой усталости в специальном масштабе, соответствующем нормальному закону распределения.

Как видно из графика, база  $2 \cdot 10^6$  циклов охватывает менее 20% точек перелома кривых усталости, в то время как база 5 млн. циклов включает в себя 99,9% всех случаев.

Переход на увеличенную базу испытаний в ряде случаев может повлечь за собой существенное удлинение сроков проведения экспериментальных работ и повышение их стоимости. В связи с этим возникает необходимость выбора соответствующего уравнения кривой усталости, которое позволяло бы с достаточной для практики точностью определять предел выносливости сварных соединений на основании результатов испытаний, полученных в области ограниченной долговечности, т. е. на меньшей базе.

Как известно, во многих случаях для описания кривой усталости используется уравнение, предложенное Вейбуллом [141],

$$(N + B)(\sigma - \sigma_{-1})^m = k, \quad (1)$$

где  $B$ ,  $\sigma_{-1}$ ,  $m$  и  $k$  — параметры кривой усталости;  $N$  — число циклов до разрушения;  $\sigma$  — действующее напряжение.

Однако зависимость Вейбулла оказывается весьма чувствительной в смысле влияния показателя степени на величину экстраполированного предела выносливости, и последний может при определенных условиях, характерных для сварных соединений, стать отрицательной величиной. Сопоставление ряда уравнений показало, что наиболее целесообразным оказывается экспоненциальное уравнение с  $N$  в показателе экспоненты [173, 266]:

$$\sigma = \sigma_r e^{\frac{m}{N+B}} \quad \text{или} \quad \ln \sigma - \ln \sigma_r = \frac{m}{N+B}, \quad (2)$$

где  $\sigma_r$  — предел выносливости;  $\sigma$  — действующее напряжение.

После замены переменных  $\ln \sigma$  на  $x$  и  $\frac{1}{N+B}$  на  $y$  уравнение приводится к линейному виду:

$$y = \frac{1}{m}(x - \ln \sigma_r). \quad (3)$$

Обработка результатов усталостных испытаний сварных образцов сечением  $200 \times 26$  мм показала, что предлагаемое уравнение позволяет достичь практически полного совпадения расчетных и экспериментальных данных. В табл. 8 сопоставлены пределы выносливости, полученные экспериментальным путем на базе  $10^7$  циклов и путем экстраполяции по уравнению (2), параметры которого определялись с помощью метода наименьших квадратов. Параметр  $B$  принимался постоянным для всех сварных соединений и равным  $21 \cdot 10^4$ .

Как видно из табл. 8, разность между расчетным и экспериментальным значениями предела выносливости в исследованных 24 кривых усталости находится в пределах  $0,03$ — $0,7$  кг/мм<sup>2</sup>. При этом среднее значение  $\Delta\sigma$ , по всем кривым равно нулю, а среднеквадратичное отклонение  $S_{\Delta\sigma} = 0,4$  кг/мм<sup>2</sup>. Принимая, что ошибка в определении отклонения  $\Delta\sigma$ , подчинена нормальному закону распределения, получаем точность экстраполяционного предела выносливости при вероятности  $0,99$ , равную  $\pm 1$  кг/мм<sup>2</sup>. Такая точность соизмерима

Таблица 8. Сопоставление пределов выносливости, установленных экспериментальным путем и методом экстраполяции

Соединение	Сталь	Характеристика цикла	Количество образцов	Коэффициент корреляции	$\sigma_r$		$\Delta r = \sigma_r^{\text{расч}} - \sigma_r^{\text{эксп}}$
					расчетное	экспериментальное	
Стыковое	10Г2СД	-1	5	0,804	6,96	6,9	0,06
»	09Г2С	-1	4	0,899	7,05	6,9	0,15
»	10Г2СД	-1	7	0,971	7,35	6,9	0,45
»	термоупрочн. 10Г2С1	-1	10	0,903	6,49	6,9	-0,41
»	10ХСНД	-1	5	0,862	7,52	7,8	-0,28
»	термоупрочн. 15ХГ2СМФР	-1	5	0,866	7,04	6,9	0,14
»	14Г2	-1	4	0,971	6,58	6,9	-0,32
»	М16С	-1	21	0,965	6,46	6,9	-0,44
»	10Г2СД	0	6	0,845	15,20	15,5	-0,30
»	09Г2С	0	5	0,903	16,10	15,5	0,60
Прикрепление ребер жесткости	10Г2СД	-1	7	0,970	4,25	4,0	0,25
То же	09Г2С	-1	6	0,915	4,62	4,0	0,62
» »	10Г2СД	-1	8	0,898	4,31	4,0	0,31
» »	термоупрочн. 10ХСНД	-1	4	0,925	4,48	4,0	0,48
» »	термообработ. М16С	-1		0,924	3,94	4,2	-0,26
» »	09Г2С	0	6	0,973	9,65	9,7	-0,05
» »	10Г2СД	0	5	0,961	10,40	10,8	-0,40
Прикрепление ребер жесткости	термоупрочн. 10СНД	0	5	0,890	9,30	9,8	-0,50
То же	термообработ. М16С	0	8	0,945	8,83	8,8	0,03
» »	М16С	0,3	5	0,964	12,20	12,50	-0,30
Пересекающиеся швы	М16С	-1	5	0,990	5,35	5,0	0,35
Прикрепление фасок в стык	М16С	-1	5	0,820	4,53	5,2	-0,67
То же	М16С	0	7	0,970	11,50	10,8	0,70
Нахлесточное с обваркой по контуру	М16С	-1	—	0,924	3,94	4,2	-0,26

с точностью экспериментального определения пределов выносливости сварных соединений по критерию двух неразрушившихся образцов на заданной базе испытаний.

Уравнение (2) использовалось для экстраполяционной оценки пределов выносливости от базы 1—2 млн. циклов. Видимо, представляется возможным проводить такую экстраполяцию и от меньшей базы.

В условиях изгиба и кручения перелом кривых усталости может смещаться в область более низкой долговечности и зависеть от соотношения касательных и нормальных напряжений ( $\gamma = \frac{\tau}{\sigma}$ ). Такой

вывод был получен в работе [70] при испытании стыковых соединений. Перелом кривых усталости, относящихся к симметричному и пульсирующему циклам напряжений, наблюдался в области  $5 \cdot 10^5 - 10^6$  при  $0 < \gamma \leq 0,5$  и приближался к  $2 \cdot 10^6$  при  $\gamma \geq 0,8$ .

### 3. Размеры образцов с учетом влияния остаточной напряженности

Сварные образцы должны имитировать не только форму соединения, но и остаточную напряженность изделия. Только при таком условии можно ожидать максимального сближения выносливости образца и реального соединения. В этой связи возникает необходимость создания в образцах определенной остаточной напряженности.

Поля остаточных напряжений различных соединений изучены не достаточно полно. Вместе с тем известно, что растягивающие остаточные напряжения в сварных соединениях могут достигать предела текучести металла, а иногда и превышать его. Поэтому для определения минимальных пределов выносливости испытываемые образцы должны иметь предельные остаточные напряжения.

Наиболее стабильна остаточная напряженность в образцах с фланговыми швами. Независимо от размеров и формы образцов

по концам швов создаются примерно одинаковые остаточные напряжения [264]. На рис. 30 показаны пластины, в которых замерялись остаточные напряжения с помощью датчиков сопротивления. Датчики с базой 10 мм располагались у концов фланговых швов. После последовательного уменьшения длины образца с 1870 до 600 мм и разрезки последнего посередине нулевые показания датчиков не изменились (рис. 30, а). То же самое наблюдалось при уменьшении длины образца с 1100 до 300 мм (рис. 30, б). Последующая вырезка датчиков показала, что в двух указанных образцах продольные остаточные напряжения у концов фланговых швов одинаковы ( $1700-1780 \text{ кг/мм}^2$ ) и только в тех случаях, когда ширина образца соизмерима с величиной зоны пластической деформации при нагреве, эти напряжения резко уменьшаются.

Постоянство остаточной напряженности обеспечивает стабильность пределов выносливости таких соединений при испытаниях образцов, отличающихся формой и размерами. В табл. 9 приведены

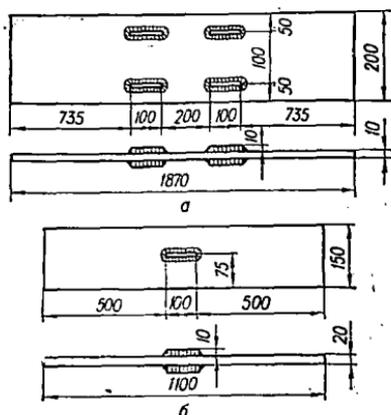
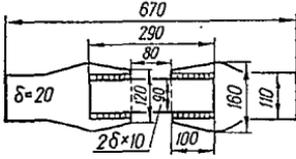
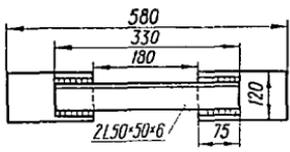
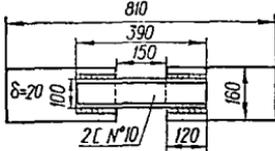
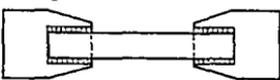
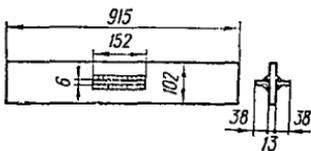


Рис. 30. Образцы для замеров остаточных напряжений.

Таблица 9. Пределы выносливости нахлесточных соединений с фланговыми швами на базе 2 млн. циклов

Исследователь	Вид образца	$\sigma_{0.2}$ кг/мм <sup>2</sup>
Б. Н. Дучинский [50]		7,7
М. М. Гохберг [36]		7,2
В. И. Труфяков [159]		8,0
П. Кауфман *		8,0
Т. Р. Герни [214]		8,5
Р. Век [280]	—	8,2

\* По данным работы [35].

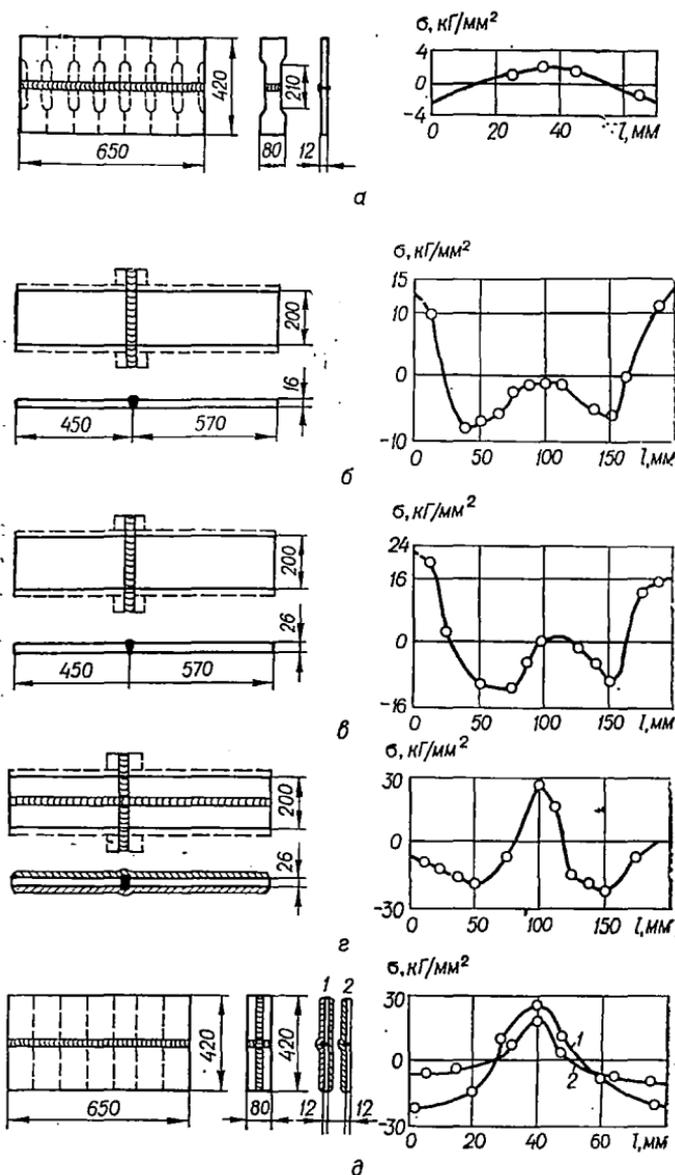


Рис. 31. Эпюры поперечных (по отношению к стыковому шву) остаточных напряжений в образцах (сталь малоуглеродистая, сварка автоматическая) сечением  $70 \times 12$  мм, полученных путем разрезки общей заготовки со стыковым швом (а); сечением  $200 \times 16$  мм и  $200 \times 26$  мм с удалением после сварки выводных планок и строжкой кромок (соответственно б и в); сечением  $200 \times 26$  мм с дополнительными продольными наплавками (г); сечением  $70 \times 12$  мм с наплавками, нанесенными после разрезки общей заготовки (д):

1 — двусторонняя наплавка; 2 — односторонняя наплавка.

Таблица 10. Пределы выносливости стыковых соединений малоуглеродистых сталей по данным различных авторов ( $N = 2$  млн. циклов)

Исследователь, год	Пределы выносливости, $кг/мм^2$			Примечание
	$\sigma_{-1}$	$\sigma_0$	$\sigma_{+0,3}$	
Плоские образцы малого сечения. Осевое нагружение				
Кауфман, Шапер, Хенхен, Граф (Германия), 1931—1938	11—12	15—16	—	Сталь St37, стыки сваривались вручную Ручная сварка
Вильсон и Вилдер (США), 1940	10,4	16,2	—	
Американский комитет усталостных испытаний, 1942—1945	9,7	15,6	—	
Б. Н. Дучинский (СССР), 1952	—	16,0 ( $r = 0,14$ )	—	
И. И. Макаров (СССР), 1953	11,0	—	—	
М. М. Гохберг (СССР), 1956	12,6	—	23,3	
Попп (ФРГ), 1956	14,0	20,5	37,0 ( $r = 0,5$ )	Сталь St37
Д. И. Навроцкий (СССР), 1956	9—14	14,5—23,5 ( $r = 0,14$ )	—	
Плоские образцы большого сечения, изгиб				
В. И. Труфяков, 1963	6,9	13,3	19,2	
Балки большого сечения, изгиб				
Граф (Германия), 1937	—	14—15	—	Сталь St37
Ли и Витман (США), 1939	—	15,0	—	Ручная сварка
Вилдер и Вильсон (США), 1950	10,0	15,7	—	Сталь А7
Р. З. Манилова (СССР), 1953	—	18—20	—	
А. Е. Аснис (СССР), 1951	8,2	—	—	

пределы выносливости соединений с фланговыми швами, полученные различными исследователями при пульсирующем цикле напряжений. Значения  $\sigma_0$  предела выносливости практически одинаковы. Пределы выносливости  $\sigma_{-1}$ , установленные на образцах различного размера, также находятся в интервале напряжений 3,5—5,0  $кг/мм^2$  [14]].

Иная картина наблюдается в случае стыковых соединений. Эпюра остаточных напряжений в образцах со стыковыми швами не является стабильной. Как видно из рис. 31, характер эпюры и максимальные поперечные (по отношению к шву) растягивающие остаточные напряжения определяются видом и размером исходной

заготовки, поперечным сечением образца и дополнительными швами. В ряде случаев на распределение и величину остаточных напряжений влияют порядок наложения швов, режим сварки, жесткость закрепления образцов во время сварки и т. п. Отличаясь остаточной напряженностью, образцы не могут показывать одинаковую выносливость. Вероятно, этим обстоятельством можно объяснить существенное расхождение данных различных авторов в отношении пределов выносливости стыковых соединений при симметричном цикле напряжений и большую стабильность этих данных при однозначных напряжениях (табл. 10).

Согласно исследованиям де Гармо [208], поперечные остаточные напряжения достигают максимума, начиная с длины стыкового

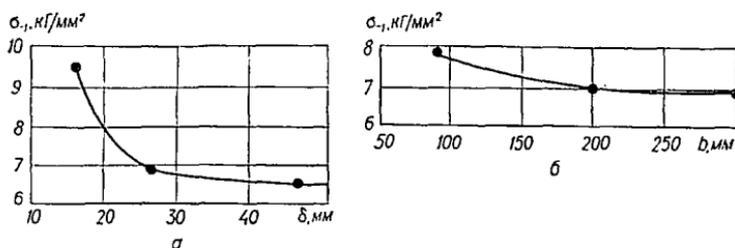


Рис. 32. Влияние толщины и ширины образца на выносливость стыковых соединений:

$a - b = 200$  мм;  $b - \delta = 26$  мм.

шва 203 мм при толщине пластин 25 мм. Приведенные на рис. 31 эпюры показывают, что при ширине пластины 200 мм и толщине 26 мм поперечные остаточные напряжения близки к пределу текучести основного металла. Поэтому надо полагать, что наименьшую долговечность будут показывать стыковые соединения на образцах сечением 200 × 26 мм и более. Для проверки этого предположения испытывались на изгиб при симметричном цикле напряжений [155, 276] плоские образцы со стыковыми швами сечением 70 × 16, 200 × 16, 85 × 26, 200 × 26, 300 × 26, 200 × 46 мм, изготовленные из малоуглеродистой стали М16С. Стыки выполнялись автоматической сваркой, усиление швов не снималось. В образцах различных сечений форма перехода шва к основному металлу практически была одинаковой. Испытания прекращались при достижении усталостной трещиной глубины 2—3 мм, а в образцах сечением 16 × 70 мм,— когда усталостная трещина была больших размеров. Во всех образцах усталостные трещины зарождались по линии перехода шва на основной металл в зонах наиболее высоких растягивающих остаточных напряжений.

Падение выносливости наблюдалось как при утолщении образцов, так и при их уширении. Однако после того как ширина образца становилась равной 200 мм, а толщина — 26—30 мм, пределы выносливости соединений стабилизировались и достигали своего минимального значения (рис. 32).

Возможно, что в соединениях других видов для создания максимальных остаточных напряжений требуются образцы меньших размеров. Тем не менее размеры сечений и этих образцов могут оказаться выше предельных для имеющегося испытательного оборудования. При таких условиях возникает необходимость получения минимальных пределов выносливости на образцах небольшого размера с искусственно наведенными растягивающими остаточными напряжениями.

В ряде случаев такая задача может быть решена путем наплавки на образцы дополнительных валиков или же соответствующего

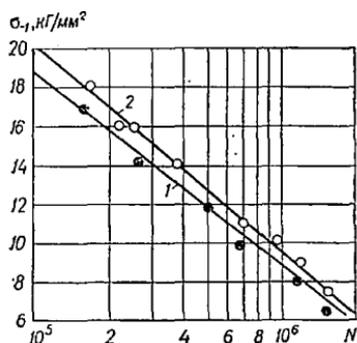


Рис. 33. Выносливость стыковых соединений образцов с различным сечением и одинаковой остаточной напряженностью:

1 — сечение  $200 \times 26$  мм; 2 — сечение  $80 \times 12$  мм, образцы с дополнительными продольными наплавками.

ют растягивающие остаточные напряжения, равные пределу текучести материала. Такой же величины они достигают и в стыковых соединениях на пластинах  $200 \times 26$  мм. Испытания показывают, что те и другие образцы обладают одинаковым сопротивлением усталостным разрушениям (рис. 33).

Существенное значение может иметь порядок наложения дополнительных швов [155]. Например, последовательность наплавки поперечных и продольных валиков заметно изменяла долговечность образцов, показанных на рис. 34. В образцах серии Е сперва выполнялась продольная наплавка. После ее остывания наплавлялся поперечный валик. В образцах серии Ж принят обратный порядок сварки. Поскольку в этом случае создаются более высокие остаточные напряжения, данные образцы менее долговечны.

Таким образом, изменяя последовательность наложения основных и дополнительных швов в небольших образцах, можно создавать различную остаточную напряженность. Когда дополнительные

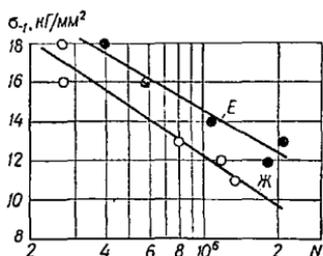
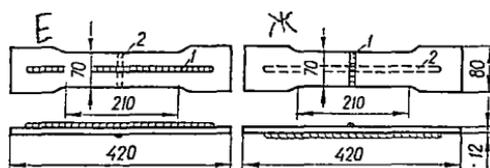


Рис. 34. Кривые усталости образцов с наплавками серий Е и Ж (1 и 2 — порядок наложения швов).

местного нагрева. Из рис. 31, д видно, что в небольших образцах со стыковыми швами продольные наплавки созда-

продольные швы наплавляются в последнюю очередь, они создают наибольшие остаточные напряжения. Выносливость этих образцов падает и становится примерно такой же, как у больших образцов.

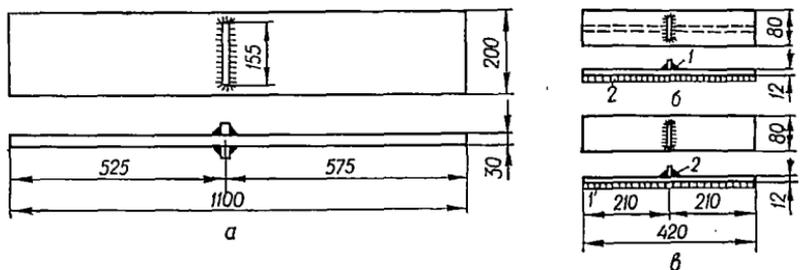


Рис. 35. Образцы с приваренными планками большого (а) и малого (б, в) размеров с дополнительной наплавкой соответственно до и после приварки ребер (1 и 2 — порядок наложения швов).

Если продольная наплавка производится раньше, чем выполняется соединение, остаточные напряжения уменьшаются, а долговечность образцов возрастает.

Иллюстрацией могут служить результаты испытаний больших образцов с приваренными планками (рис. 35, а) и подобных образцов небольшого размера с дополнительными наплавками. Образцы

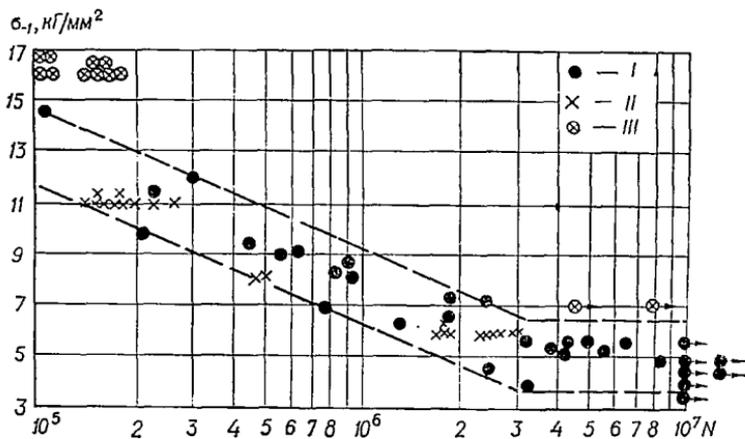


Рис. 36. Кривые усталости образцов с планками:

I — сечение  $200 \times 30$  мм; II — сечение  $80 \times 12$  мм с максимальными растягивающими остаточными напряжениями  $20 \text{ кг/мм}^2$ ; III — сечение  $80 \times 12$  мм с максимальными растягивающими остаточными напряжениями  $12 \text{ кг/мм}^2$ .

малого размера имели две разновидности. В первой наплавка выполнялась после приварки ребер (рис. 35, б), во второй — до приварки (рис. 35, в). Соответственно изменялась и остаточная напряженность. В средней части образцов первой разновидности растяги-

вающие остаточные напряжения достигали  $20 \text{ кг/мм}^2$ , в то время как в образцах второй разновидности не превышали  $12 \text{ кг/мм}^2$ .

Как видно из рис. 36, точки, характеризующие результаты испытаний образцов сечением  $200 \times 30$  и  $80 \times 12 \text{ мм}$  с дополнительными наплавками, создающими максимальные растягивающие остаточные напряжения  $20 \text{ кг/мм}^2$ , размещаются в одной и той же области рассеяния, а образцы сечением  $80 \times 12 \text{ мм}$  с меньшими остаточными напряжениями показывают более высокую долговечность.

При испытаниях на усталость однозначные нагрузки обычно превышают знакопеременные. В области однозначных напряжений происходит большая релаксация остаточных напряжений. Поэтому при высоких значениях  $r$  сварные образцы малых и больших размеров, образцы с дополнительными наплавками и без них показывают примерно одинаковые пределы выносливости. В этом случае размеры образцов могут быть уменьшены. Не все соединения в реальных конструкциях имеют максимальную остаточную напряженность. В коротких стыковых швах, соединениях тонкостенных конструкций и т. п. остаточные напряжения невелики. Для оценки выносливости таких соединений следует использовать образцы небольших сечений.

#### 4. Вид напряженного состояния

Переменное осевое нагружение (растяжение — сжатие) и повторный плоский изгиб являются наиболее распространенными видами нагружения сварных образцов при усталостных испытаниях. Результатам, полученным при испытании на растяжение — сжатие иногда отдается предпочтение перед результатами испытаний на изгиб. При изгибе проявляется влияние градиента напряжений, вследствие чего выносливость может оказаться завышенной. В то же время известно, что при осевом нагружении затруднительно избавиться от эксцентриситетов приложения нагрузки, приводящих к возникновению неучитываемых моментов и значительной неравномерности распределения напряжений по сечению образца. Особенно искаженной картина напряжений получается в сварных образцах, как правило, деформированных. Поэтому в тех случаях, когда влияние градиента напряжений по толщине образца перестает сказываться, более приемлемыми могут оказаться испытания на изгиб.

Чтобы установить размеры образца, при которых эффект подерживающих сил практически исчезает, сопоставлялась выносливость однотипных образцов при изгибе и при растяжении. Испытывались пластины с отверстием и сварные образцы.

Пластины с отверстием (рис. 37) имели толщину 15, 26, 40 и 60 мм. Они вырезались из одного и того же сляба (сталь 22К) толщиной 90 мм. Сляб разрезался по ширине, что обеспечивало во всех образцах стабильность структуры и механических свойств в месте

расположения отверстия. Полученные после анодной резки заготовки с припуском 10 мм на сторону проходили перед строжкой высокий отпуск. Рабочая часть и поверхность отверстия шлифовались, после чего образцы подвергались вторичной термообработке для снятия остаточных напряжений (нагрев 650° С, выдержка 2—3 ч, охлаждение с печью).

Одна половина образцов каждой партии испытывалась на повторный плоский изгиб, другая — на переменное растяжение. В том и другом случаях цикл напряжений был пульсирующим. После того

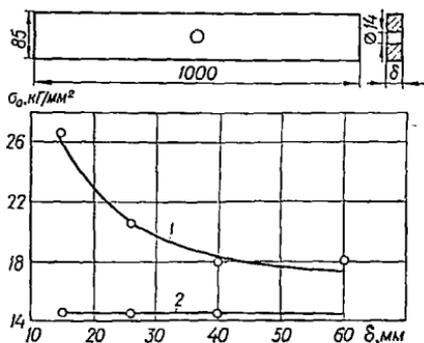


Рис. 37. Изменение пределов выносливости образцов с отверстием:

1 — изгиб; 2 — растяжение.

как усталостная трещина достигала глубины 2—4 мм, испытания прекращались. Из сорока испытанных образцов семь оказалось с расслоем металла, откуда и начинались усталостные разрушения. Выносливость этих образцов оказалась заниженной; результаты их испытаний в расчет не принимались. В остальных образцах усталостные трещины зарождались у края отверстия.

Испытания при растяжении и изгибе показали различную зависимость пределов выносливости от толщины образца (рис. 37).

Точки — результаты, полученные при растяжении, — размещаются на одной прямой. Заметного влияния размеров на сопротивление усталости не наблюдается. Пределы выносливости образцов равны 14—15 кг/мм<sup>2</sup>. При изгибе зависимость от толщины проявляется более резко, особенно до толщины 40 мм. Пределы выносливости изменяются от 26 до 18 кг/мм<sup>2</sup>. Однако они не снижаются до уровня нижнего значения, равного пределу выносливости при растяжении. Если исходить из того, что пределы выносливости при изгибе и растяжении в конечном счете должны быть равны [92], то это возможно только на пластинах толщиной значительно больше 60 мм.

Иная картина наблюдается при испытаниях сварных образцов. Равенство пределов выносливости при изгибе сварных образцов сечением 200 × 26 и 200 × 46 мм (см. рис. 32) указывает, в частности, на то, что эффект поддерживающих сил снимается в сварных образцах ранее, чем в образцах без сварки. Поэтому и совпадения пределов усталости  $\sigma_{изг}$  и  $\sigma_{раст}$  сварных соединений следует ожидать на образцах меньшей толщины. Подтверждением служат результаты проведенных опытов. При растяжении и изгибе испытывались стыковые соединения на образцах толщиной 12 и 30 мм (сталь М16С). Для создания одинаковых передельных растягивающих остаточных напряжений на тонкие образцы дополнительно к стыковому шву наплавлялись продольные валики (рис. 38). Об-

разцы испытывались при пульсирующем цикле напряжений до образования усталостных трещин глубиной 2—4 мм (большинство трещин было глубиной приблизительно 2,5 мм). Выносливость тонких образцов при изгибе и растяжении была различной. Предел выносливости тонких образцов при изгибе был выше предела выносливости при растяжении на 35%, а пределы выносливости образцов толщиной 30 мм при растяжении и изгибе практически совпадали (рис. 39).

Аналогичные результаты получены при испытании образцов из стали М16С, имитирующих прикрепление ребер жесткости. Все это указывает на возможность использования для практических целей

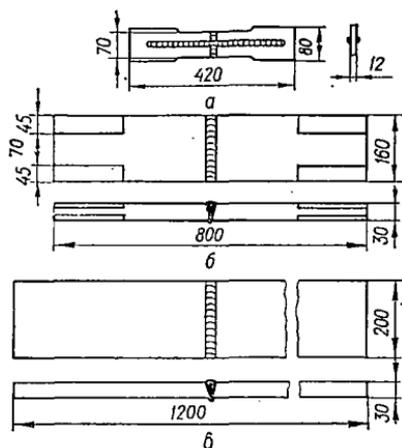


Рис. 38. Образцы 70 × 12 мм (а), 160 × 30 (б) и 200 × 30 мм (в).

результатов испытаний на изгиб сварных образцов толщиной 30 мм и более. Пределы выносливости таких образцов достигают минимальных значений, а рассеяние результатов меньше, чем при испытаниях на растяжение.

Определению сопротивления усталости стыковых соединений в условиях кручения и сложного напряженного состояния (изгиб с кручением) посвящена работа [70]. Испытания проводились на машине с заданной деформацией, позволяющей осуществлять консольный изгиб с кручением при синфазном изменении изгибающего и крутящего моментов. Критерием разрушения служила трещина глубиной 3—5 мм. Установлено, что с увеличением отношения касательных напряжений к нормальным предел выносливости образцов уменьшается. Усталостные изломы образцов существенно отличаются. При отсутствии касательных напряжений плоскость разрушения перпендикулярна к нормальным напряжениям, а усталостный излом состоит из мелкозернистой зоны — области распространения усталостной трещины — и крупнозернистой — области статического долома.

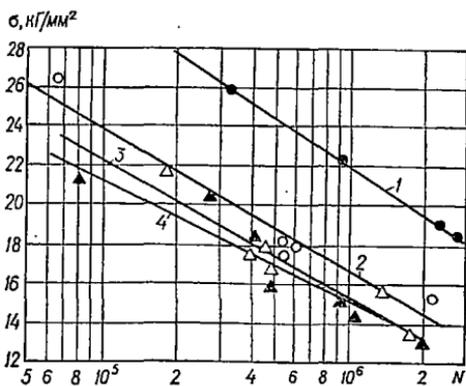


Рис. 39. Кривые усталости стыковых соединений при изгибе и растяжении:

1 — изгиб (70 × 12 мм); 2 — растяжение (70 × 12 мм); 3 — растяжение (160 × 30 мм); 4 — изгиб (200 × 30 мм).

Таблица 11. Расчетные и опытные значения пределов выносливости соединений

Формулы	$\alpha$
$\sqrt{(\pm \sigma_v + \psi \sigma_m)^2 + \alpha^2 (\pm \tau_v + \psi \tau_m)^2} = \sigma_{-1}$ (С. В. Серенсен)	1,7 2,0
$\sqrt{(\pm \sigma_v + \psi \tau_m)^2 + 4 \left( \pm \tau_v - \frac{1}{4} \psi \sigma_m \right)^2 + \frac{1}{2} \psi \sigma_m} = \sigma_{-1}$ (И. А. Биргер)	—
$\sqrt{(\pm \sigma_v + \sigma_m)^2 + 3(\pm \tau_v + \tau_m)^2 - (1 - \psi) \sqrt{\sigma_m^2 + 3\tau_m^2}} = \sigma_{-1}$ (И. Мэрин)	—
$\sigma_{-1}^c = \frac{\sigma_1 \sqrt{2}}{3k_1} (\cos^2 \varphi + k_2 \sin \varphi)$ (И. В. Кудрявцев)	—
$\frac{\sigma_v^2}{\sigma_{-1}^2} + \frac{\tau_v^2}{\tau_{-1}^2} = \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_K}\right)^2$ (Л. И. Савельев)	1,7 2,0
$\sigma_{опытн}$	

Примечание. Здесь  $\gamma = \frac{\tau}{\sigma}$ ;  $\tau_v$ ,  $\sigma_v$  — амплитуды касательных и нормальных напряже-

$\sigma_{-1}$  — предел выносливости при симметричном цикле и линейном напряженном состоянии;

$\sigma_{v1}$ ,  $\sigma_{v2}$ ,  $\sigma_{v3}$  — амплитуды главных напряжений  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ ;  $\sigma_{-1}^c$  — предел выносливости при предел прочности, выраженный в касательных напряжениях;  $\sigma_1$  — первое главное напряжение;  $S_K$  — отношение разрушающей нагрузки к площади сечения образца после разрушения.

при изгибе с кручением

$\tau_m$	$\sigma_{расч}$ , кг/мм <sup>2</sup>						
	$\psi$						
	0	1,5	0	0,25	0,5	0,8	1,5
	$r = 1$			$r = 0$			
$\tau_m \neq 0$	4,9			18,5	15,4	12,0	7,9
$\tau_m = 0$				19,2	16,7	13,6	8,8
$\tau_m \neq 0$	4,0	20,2		18,1	14,3	10,7	6,4
$\tau_m = 0$				18,4	15,8	12,4	7,7
$\tau_m \neq 0$	4,0	22,4		19,9	16,3	12,4	7,6
$\tau_m = 0$				20,8	17,3	13,2	8,0
$\tau_m \neq 0$	4,5	22,2		19,2	15,3	11,8	7,3
$\tau_m = 0$				19,6	17,6	15,6	10,3
$\tau_m = 0$	5,5	—	—	—	—	—	—
$\tau_m = 0$	4,9	20,2		19,1	16,1	13,0	8,4
	4,0			18,5	15,1	11,8	7,3
	12,5	6,0	20,0	20,0	17,7	15,5	11,5

ний;  $\tau_m$ ,  $\sigma_m$  — постоянные касательные и нормальные напряжения;  $\psi = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B}$ ;  $\psi_\tau = \frac{\tau_{-1}}{\tau_B}$ ;

$k_1 = \frac{1}{3} \sqrt{(1 - k_2)^2 + (k_2 - k_3)^2 + (k_3 - 1)^2}$ ;  $\alpha = \frac{\sigma_{-1}}{\tau_{-1}}$ ;  $k_2 = \frac{\sigma_{v2}}{\sigma_{v1}}$ ;  $k_3 = \frac{\sigma_{v3}}{\sigma_{v1}}$ ;

сложном напряженном состоянии и  $r = -1$ ;  $\tau_{-1}$  — предел выносливости при кручении;  $\tau_B$  —  $\varphi$  — угол между  $\sigma_{-1}$  и поперечной осью образца;  $S_K$  — истинные напряжения, равные отно-

При совместном действии переменных касательных и нормальных напряжений усталостная трещина в месте перехода шва на основной металл располагается перпендикулярно к направлению нормальных напряжений. Затем излом распространяется в глубь образца по винтовой поверхности и на противоположной кромке линия излома проходит под углом к его поперечной оси, зависящим от соотношения касательных и нормальных напряжений. На поверхности усталостного излома появляются равные волокнистые линии. При этом чем больше отношение касательных напряжений к нормальным, тем больше волнистых линий на поверхности излома.

Результаты опытов сопоставлялись с расчетными данными (табл. 11). Расчетные пределы выносливости лучше согласовывались с опытными, когда воздействие постоянных касательных напряжений принималось равным нулю.

Следует, однако, отметить, что опыты проводились на стыковых соединениях, в которых остаточные напряжения снимались в процессе вырезки образцов из общей заготовки.

### 5. Частота нагружения

С увеличением частоты нагружения увеличивается скорость деформации и возрастает упрочнение, вследствие чего может повышаться сопротивление усталости. Обобщение результатов исследований различных авторов позволило установить, что рост частоты с 30—50 до 1000 *гц* приводит к повышению пределов выносливости на 10—20% [141]. В большей степени частота нагружения сказывается в области ограниченной выносливости при  $N < 10^6$  [222, 281]. Тем не менее полагают, что при обычных усталостных испытаниях, выполняемых в диапазоне 10—100 *гц*, долговечность изменяется незначительно [42] и этим фактором можно пренебречь. Менее исследовано влияние низких частот, характеризующихся несколькими циклами в минуту. Падение долговечности при таких частотах и высоких переменных напряжениях отмечалось в ряде исследований [16, 48, 93, 183]. Однако следующее отсюда предположение, что при низких частотах можно ожидать смещения влево всей кривой усталости, требовало экспериментальной проверки, особенно для обычных конструкционных сталей и сварных соединений. В этой связи могут представить интерес результаты испытаний, выполненных в ИЭС им. Е. О. Патона [168].

Пластины с отверстием (сталь М16С,  $\sigma_t = 30 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_b = 46 \text{ кг/мм}^2$ ) испытывались при пульсирующем цикле на частотах 20, 30, 60, 300 и 800 *цикл/мин*; сварные образцы (сталь Ст. 3) при  $r = 0$  и  $r = +0,3$  — на частотах 20—30 и 300 *цикл/мин*.

Все испытания выполнялись на гидравлической машине ЦДМ-200пу. Чтобы перекрыть указанный диапазон частот, машина ЦДМ-200пу видоизменялась. Для получения малых частот пульсаторы отключались. Циклическое нагружение осуществлялось пу-

тем изменения давления в одном из цилиндров. Пределы изменения давления в этом цилиндре задавались контактной системой манометров и дополнительным электромеханическим устройством. В другом цилиндре давление поддерживалось постоянным. Время нагружения и разгрузки образца, а также выдержки его под нагрузкой

можно было плавно регулировать — каждое в пределах 3 мин.. Для получения частот в диапазоне 60—800 цикл/мин асинхронный электродвигатель привода пульсаторов с номинальным числом 1500 об/мин был заменен двумя двигателями: постоянного тока с плавным регулированием числа оборотов в пределах 150—1500 об/мин и асинхронным с номинальным числом 3000 об/мин.

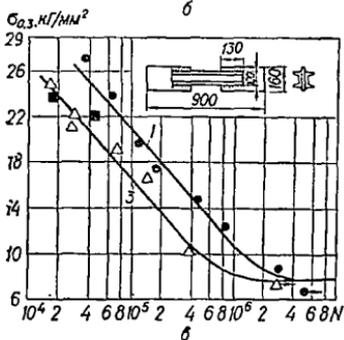
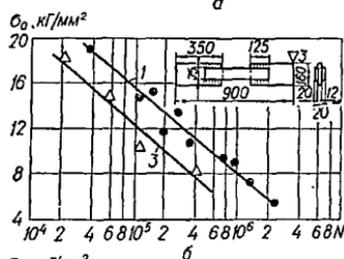
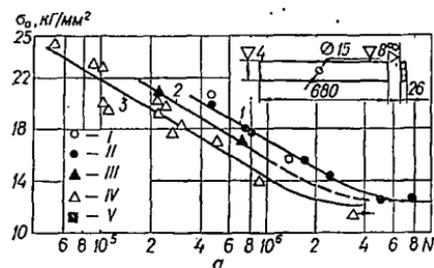


Рис. 40. Кривые усталости образцов с отверстием,  $r = 0$  (а), и нахлесточных соединений,  $r = 0$  и  $r = 0,3$  (соответственно б и в), при различных частотах: I — 800 цикл/мин (I) и 300 цикл/мин (II); 2 — 600 цикл/мин (III); 3 — 20 и 30 цикл/мин (IV); V — испытания образцов с выдержкой под нагрузкой.

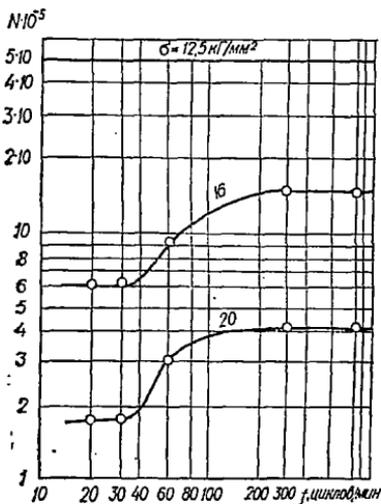


Рис. 41. Зависимость долговечности от частоты испытаний.

грамме записывалась частота эталонного генератора — отметчика времени. Испытания прекращались после того, как глубина усталостной трещины достигала 2—3 мм.

Как видно из рис. 40, медленное нагружение заметно снижает долговечность образцов. Наибольшее падение наблюдалось в интервале частот 300—30 цикл/мин (рис. 41). Долговечность образцов:

Напряжения в образцах измерялись датчиками сопротивления. Одновременно с записью деформаций на той же осцилло-

с отверстием и сварных образцов изменялась под влиянием частоты в 2—2,5 раза. При этом, как можно видеть, сопоставляя результаты испытаний сварных образцов (см. рис. 40, б и в), в исследованном интервале изменения  $r$  падение выносливости не зависело от величины асимметрии цикла. Не наблюдалось падения выносливости и под влиянием выдержки образцов под нагрузкой при малых частотах нагружения. Дополнительная выдержка под нагрузкой в каждом цикле нагружения не приводила к дальнейшему снижению долговечности (см. рис. 40, в). Вероятно, при частотах 30—20 *цикл/мин* достигаются минимальные долговечности.

При  $N > 1 \div 2$  млн. циклов выносливость в меньшей степени зависит от частоты нагружения. Однако затруднительно сказать, сливаются ли асимптоты кривых усталости образцов, испытанных при различных частотах, или нет. Решение этого вопроса экспериментальным путем представляет определенные трудности, так как в указанной области возрастает рассеяние результатов, а на испытание только одного образца при частоте 20 *цикл/мин* и базе 10 млн. циклов требуется более года.

Мосты, краны, подкрановые балки, экскаваторы и многие другие конструкции загружаются с меньшей частотой чем 20 *цикл/мин*. Поэтому оценка долговечности сварных соединений таких конструкций при  $N < 10$  млн. циклов должна производиться с учетом влияния частоты испытаний образцов. В тех случаях, когда частота испытаний отличается от эксплуатационной, в результаты испытаний следует вводить соответствующие поправки. Поскольку крупные сварные образцы чаще всего испытываются на частотах 300—1800 *цикл/мин*, полученные ограниченные пределы выносливости рекомендуется понижать на 3—4  $\text{кг/мм}^2$ , а значения пределов выносливости, установленных на больших базах (5—10 млн. циклов), для практических целей можно принимать без поправок.

## 6. Асимметрия цикла

Для расчетов на выносливость необходимо знать зависимость сопротивления усталости от асимметрии цикла. Эта зависимость обычно представляется диаграммами предельных напряжений, позволяющих установить безопасную область для любого среднего напряжения  $\sigma_m$  при заранее выбранном числе циклов  $N$ .

Построение диаграмм не представляет трудности, когда известно несколько значений пределов выносливости (или ограниченных соотношениях наименьшего и наибольшего напряжений цикла). Однако получение таких данных связано с выполнением большого объема экспериментальных работ. Поэтому на практике для построения диаграмм сварных соединений часто ограничиваются определением предела выносливости при одном значении характеристики цикла ( $r = -1$ ) или при двух (например,  $r = -1$  и  $r = 0$ ), считая, что

при иных коэффициентах асимметрии цикла  $r$  пределы выносливости изменяются, следуя линейному закону [35].

Когда испытания проводятся только при одном значении  $r$ , для построения диаграмм типа Смита ( $\sigma_m, \sigma_{max}$ ) или Хейя ( $\sigma_m, \sigma_a$ ) пользуются предположительными зависимостями между предельным и средним напряжениями цикла [174]. В частности, для построения диаграмм предельных напряжений сварных соединений

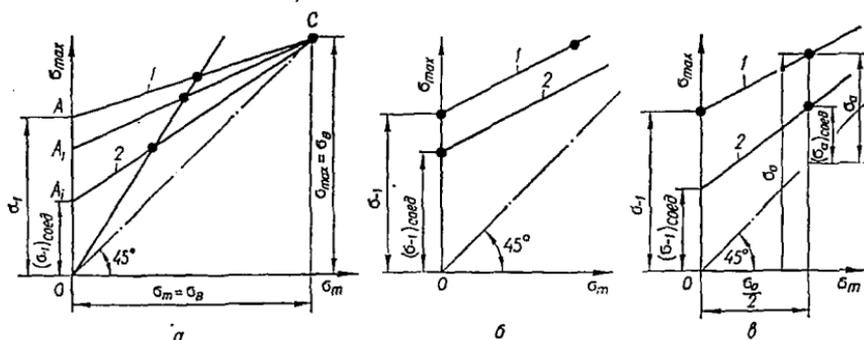


Рис. 42. Диаграммы предельных напряжений сварных соединений:

1 и 2 — линии предельных напряжений соответственно основного металла и сварного соединения.

по одной экспериментальной точке и вывода расчетной формулы, рекомендуемой нормами проектирования строительных конструкций, Б. Н. Дучинским [50] была использована предположительная зависимость Гудмана:

$$\sigma_{max} = \sigma_{-1} + \sigma_m \left( 1 - \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \right), \quad (4)$$

где  $\sigma_{max}$  — предельное максимальное напряжение;  $\sigma_{-1}$  — предел выносливости при симметричном цикле;  $\sigma_m$  — среднее напряжение цикла;  $\sigma_B$  — предел прочности материала.

Согласно этой зависимости, диаграммы различных сварных соединений представляются в виде пучка прямых, сходящихся в точке  $C$ , которая соответствует временному сопротивлению основного металла (рис. 42, а).

В машиностроении для определения запасов прочности пользуются схематизированной диаграммой предельных напряжений основного металла, построенной по двум известным пределам выносливости. Линия предельных напряжений сварных соединений (рис. 42, б) проводится параллельно линии предельных напряжений основного металла исходя из предположения о неизменности коэффициентов концентрации, вычисленных по подобным циклам [141]:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{(\sigma_{-1})_{соед}} = \frac{\sigma_r}{(\sigma_r)_{соед}} = \text{const}, \quad (5)$$

где  $\sigma_{-1}$  и  $\sigma_r$  — пределы выносливости образцов основного металла соответственно при симметричном цикле и при цикле с коэффици-

ентом асимметрии  $r$ ;  $(\sigma_{-1})_{\text{соед}}$  и  $(\sigma_r)_{\text{соед}}$  — пределы выносливости сварных образцов соответственно при симметричном цикле и при цикле с коэффициентом асимметрии  $r$ .

В этом случае числовое значение коэффициента  $\psi_\sigma = \frac{2\sigma_{-1} - \sigma_0}{\sigma_0}$  (или  $\psi_\sigma = \frac{\sigma_{-1} - \sigma_a}{\sigma_m}$ ), отражающего влияние асимметрии цикла на сопротивление усталости основного металла и сварного соединения, одинаково. Применительно к соединениям с высокой концентрацией напряжений иногда исходят из предположения о постоянстве коэффициента  $\xi$ , характеризующего влияние concentra-

Т а б л и ц а 12. Пределы выносливости стыковых соединений при различных характеристиках цикла

Сечение образцов, мм	$\sigma$ , кг/мм <sup>2</sup> при $r$ равном					
	-1,0	-0,75	-0,25	0	+0,25	+0,3
70×14	10,8	12,8	15,9	17,8	21,6	—
200×30	6,9	—	—	13,0	—	18,6

ции напряжений на снижение предельной амплитуды при асимметричном цикле [141] (рис. 42, в):

$$\xi = \frac{\sigma_a : (\sigma_a)_{\text{соед}}}{\sigma_{-1} : (\sigma_{-1})_{\text{соед}}} = \frac{(K_\sigma)_r}{(K_\sigma)_{-1}} = \text{const}, \quad (6)$$

где  $\sigma_a$  и  $(\sigma_a)_{\text{соед}}$  — предельная амплитуда соответственно основного металла и соединения (рис. 40, в);  $(K_\sigma)_r$  и  $(K_\sigma)_{-1}$  — эффективный коэффициент концентрации соответственно при асимметричном и симметричном циклах напряжений.

Выбор той или иной зависимости основан на анализе результатов испытания образцов небольших размеров без учета влияния остаточных напряжений. Как было выяснено выше, эффект остаточных напряжений усиливается по мере снижения рабочих напряжений. Следовательно, он может возрастать и с уменьшением асимметрии цикла, что влечет за собой изменение наклона линии предельных напряжений.

Для выяснения этого вопроса испытывались [158] стыковые соединения пластин сечением 70 × 14 и 200 × 30 мм. В образцах малого сечения (70 × 14 мм) остаточные напряжения были небольшими. В образцах сечением 200 × 30 мм они достигали предела текучести. Малые образцы вырезались из общей заготовки (сталь малоуглеродистая  $\sigma_T = 30$  кг/мм<sup>2</sup>;  $\sigma_B = 41$  кг/мм<sup>2</sup>), имевшей по середине стык, сваренный автоматом. Каждый образец большого сечения сваривался отдельно. Усиления швов не снимались.

Малые образцы испытывались на изгиб при  $r = -1,0; -0,75; -0,25; 0$  и  $+0,25$ . Большие — при  $r = -1,0; 0$  и  $+0,3$ . Во всех образцах усталостные разрушения начинались по линии перехода шва на основной металл. По данным результатов испытаний (табл. 12) на рис. 43 в координатах  $\sigma_{max}, \sigma_{min}$  построены диаграммы предельных напряжений образцов сечением  $70 \times 14$  и  $200 \times 30$  мм. Как видно из рисунка, для сварных соединений в достаточно широком диапазоне изменения  $r$  можно пользоваться линейной зависимостью между максимальными, средними и минимальными напряжениями цикла. Наклон линий предельных напряжений существенно зависит от остаточной напряженности образцов. Если ветви  $1-1'$  при их продлении пересекаются, то ветви  $2-2'$ , соответствующие образцам с высокими остаточными напряжениями, практически параллельны. В последнем случае коэффициент  $\psi_\sigma = 0$ , поскольку  $\sigma_a = \sigma_{-1}$ .

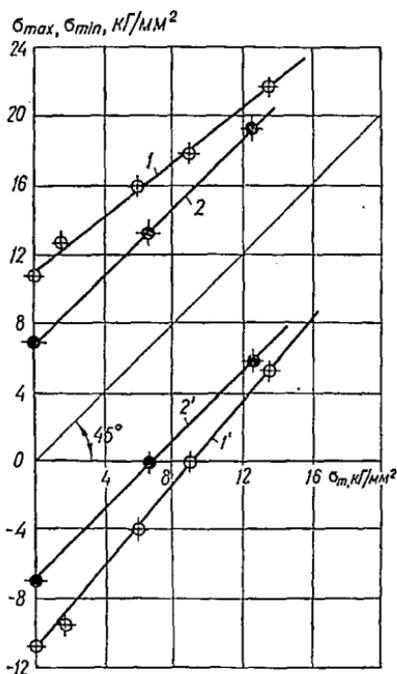


Рис. 43. Диаграммы предельных напряжений стыковых соединений:  $1$  и  $1'$  — образцы сечением  $70 \times 14$  мм;  $2$  и  $2'$  — образцы сечением  $200 \times 30$  мм.

Значения  $\psi_\sigma$ , близкие к нулю, ранее наблюдались при испытании только образцов с фланговыми и продольными швами [141]. Для других соединений значения  $\psi_\sigma$  чаще всего были такими же, как и для основного металла, в среднем равными  $0,25$ . В данном опыте на образцах  $70 \times 14$  мм (с малыми остаточными напряжениями) значение коэффициента  $\psi_\sigma$  было примерно таким же:

$$\psi_\sigma = \frac{10,8 - \frac{17,8}{2}}{\frac{17,8}{2}} = 0,21.$$

Иное значение  $\psi_\sigma$  показали стыковые соединения, когда остаточные напряжения в образцах достигали максимума. Значение коэффициента

$$\psi_\sigma = \frac{6,9 - \frac{13,0}{2}}{\frac{13,0}{2}} = 0,06$$

Т а б л и ц а 13. Значения  $\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}$  для различных сварных соединений с высокими остаточными напряжениями

Сталь	Соединение	$\sigma_{-1}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$r$	$\sigma_a$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}$
Малоуглеродистая	Стыковое	6,9	0	6,5	0,94
	»	6,9	0,3	6,5	0,94
	Стыковое, пересекаемое продольными швами	5,2	0	5,3	1,02
	Прикрепление фасонки в стык	5,5	0	5,5	1,0
	Прикрепление ребер жесткости	4,0	0	4,5	1,10
	Нахлесточные соединения с обваркой по контуру	3,5	0	3,4	0,97
	Нахлесточные соединения с фланговыми швами	2,3	0,3	2,7	1,17
	То же	2,3	0,6	2,4	1,04
Низколегированная	Стыковое	7,4	0	7,9	1,07
	Прикрепление ребер жесткости	4,0	0	5,0	1,25
Высокопрочная	Стыковое	7,0	0,5	6,6	0,94
	»	7,0	0,75	6,3	0,90
	Прикрепление ребер жесткости	4,5	0,3	4,2	0,93

оказалось таким же, как и для соединений с фланговыми швами, остаточные напряжения в которых также равны пределу текучести. Таким образом, можно предположить, что независимость предельной амплитуды от среднего напряжения цикла, очевидно, характерна для всех сварных соединений с высокими остаточными напряжениями.

По данным испытаний образцов большого размера (см. гл. III), в табл. 13 сведены предельные амплитуды  $\sigma_a$  для различной асимметрии цикла, а также отношения этих амплитуд к предельному напряжению при симметричном цикле  $\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}$ . Из табл. 13 и рис. 44 следует, что в рассматриваемом диапазоне изменения  $r$  указанное отношение

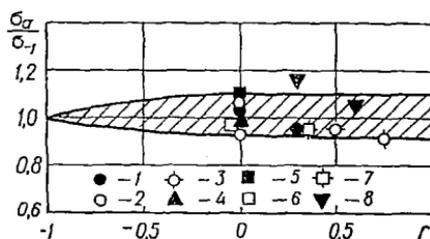


Рис. 44. Значения  $\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}$  в зависимости от характеристики цикла:

1, 2 и 3 — стыковые соединения соответственно малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей; 4 — прикрепление фасонки в стык; 5, 6 и 7 — прикрепление ребер жесткости соответственно малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей; 8 — нахлесточные соединения с фланговыми швами.

остается примерно одинаковым, равным единице для всех основных видов сварных соединений (заштрихованная область — зона рассеяния). Равенство  $\sigma_a = \sigma_{-1}$  сохраняется не только для соединений малоуглеродистых и низколегированных сталей, но и для соединений сталей высокой прочности. Диаграммы предельных напряжений сварных соединений в координатах  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{\max}$  представляются семейством прямых, параллельных лучу, выходящему из начала координат под углом  $45^\circ$  (рис. 45).

Наблюдаемое постоянство  $\sigma_a$  позволяет сократить объем экспериментальных работ, связанных с получением диаграмм предельных напряжений. Для построения диаграммы  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{\max}$  (или  $\sigma_{\min}$ ,  $\sigma_{\max}$ ) сварного соединения с высокими растягивающими остаточными напряжениями достаточно располагать только одним значением предела выносливости  $\sigma_{-1}$  или  $\sigma_r$  (ниже такая возможность в ряде случаев была использована). Вместе с тем следует отметить, что для построения диаграмм предельных напряжений основного материала, а также соединений с невысокими растягивающими остаточными напряжениями необходимо иметь минимум два значения предела выносливости, установленных при существенно различных значениях  $r$ .

Для инженерных расчетов параллельностью ветвей диаграммы  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{\max}$ , очевидно, можно пользоваться вплоть до предела текучести материала. Далее параллельность нарушается, ветви диаграммы начинают сближаться. Для образцов с концентраторами напряжений характерен удлинённый вид диаграммы: пересечение ветвей происходит при напряжениях, заметно превышающих временное сопротивление, установленное на гладких образцах [177].

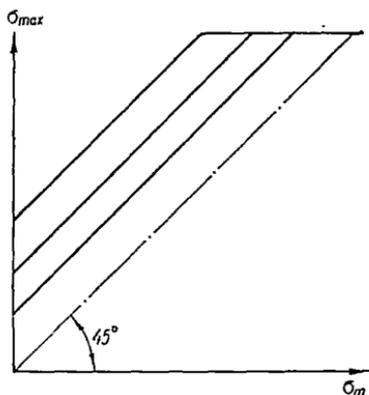


Рис. 45. Схематизированные диаграммы  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{\max}$  сварных соединений с высокими остаточными напряжениями.

## 7. Накопление усталостных повреждений и ускоренный метод определения пределов выносливости

Разработано несколько способов ускоренного определения пределов выносливости образцов и моделей [25, 154]. Применительно к сварным образцам наибольшее распространение (особенно за рубежом) получил метод Локати [88, 132, 239]. Как известно, этот метод основан на гипотезе Пальмгрена — Майнера о линейном

характере накопления усталостного повреждения в материале при программном изменении нагрузки. Согласно гипотезе Пальм-грена — Майнера, усталостное разрушение образца или детали наступает тогда, когда сумма относительных величин повреждений детали, получаемых ею на разных уровнях переменных напряжений, достигает единицы:

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = 1, \quad (7)$$

где  $n_i$  — число циклов, воспринятое образцом при напряжении  $\sigma_i$ ;  $N_i$  — число циклов, выдерживаемое образцом до начала (или полного) разрушения при том же напряжении.

Для определения предела выносливости по методу Локати в координатах  $\sigma - N$  или  $\sigma - \lg N$  строятся три кривые усталости, предположительно соответствующие возможному высшему предельному положению (кривая 1), возможному низшему положению (кривая 3) и промежуточным значениям ординат (кривая 2). Эти кривые являются условными и наносятся в соответствии с данными ранее выполненных испытаний примерно таких же изделий. Точки перелома условных кривых выносливости выбираются также предположительно с учетом уже имеющихся результатов испытания на усталость подобных образцов. Если сведения о положении точки перелома недостаточно полные, ее рекомендуется размещать в районе 1,5—2 млн. циклов.

Расчетное значение предела выносливости определяется по результатам испытания одного образца. Образец испытывается при ступенчатом увеличении нагрузки до образования в нем усталостной трещины (или полного излома). Нагружение начинается с начального напряжения  $\sigma_0$ , заведомо меньшего, чем предел выносливости испытываемых образцов. В процессе нагружения выдерживается постоянная средняя скорость роста напряжения:

$$\alpha = \frac{\Delta\sigma}{n_i}, \quad (8)$$

где  $\Delta\sigma$  — перепад по напряжению между соседними ступенями нагрузки;  $n_i$  — число циклов, воспринимаемых образцом на каждом уровне нагрузки.

Средняя скорость роста напряжений  $\alpha$  обычно принимается равной  $2 \cdot 10^{-5}$  кг/мм<sup>2</sup> за цикл, а  $n_i = 5 \cdot 10^4 \div 10^5$  циклам. В процессе испытания значение  $n_i$  должно сохраняться постоянным для всех ступеней нагрузки, кроме последней, на которой продолжительность испытания определяется образованием усталостной трещины (или полным изломом образца).

Ступени нагружения наносятся на график с кривыми усталости (рис. 46) и производится суммирование отношения  $\frac{n_i}{N_i}$  для различных ступеней нагрузок применительно к каждой из трех гипотетических кривых. Дальнейшая обработка полученных данных состоит в определении такого уровня напряжения, для которого

сумма повреждений равнялась бы единице. Теоретически это напряжение и соответствует искомому пределу выносливости. Искомый уровень напряжения  $\sigma_{r \text{ иск}}$  определяется с помощью графика, построенного в координатах  $\sum \frac{n_i}{N_i} - \sigma_r$ .

Основное затруднение, возникающее при использовании этого метода, заключается в том, что не для всех материалов гипотеза

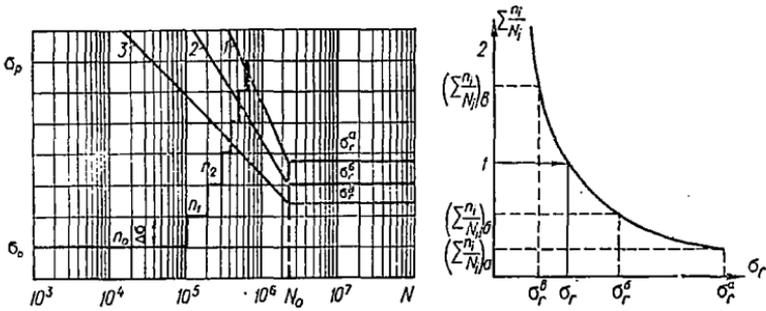


Рис. 46. Определение предела выносливости по методу Локати.

линейного накопления повреждения находит экспериментальное подтверждение [141, 154]. Недостаточная применимость этой гипотезы для сварных соединений в значительной степени объясняется ограниченностью ее экспериментальной проверки и отсутствием данных о процессе накопления усталостных повреждений в случае возможного проявления влияния остаточных напряжений. В ИЭС им. Е. О. Патона выполнялись некоторые исследования, касающиеся процессов накопления повреждаемости сварных соединений [265]. Для проверки гипотезы Пальмгрена — Майнера испытывались сварные образцы с высокими остаточными напряжениями. Образцы из стали ВСт. 3 ( $\sigma_T = 24 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 41 \text{ кг/мм}^2$ ) были двух видов (рис. 47): с поперечными наплавками и с приваренными планками. Высокие растягивающие остаточные напряжения создавались наплавкой продольных валиков. Образцы одной серии испытывались на изгиб при двухступенчатом однократном изменении нагрузки (рис. 48, а и б), образцы другой серии — при двухступенчатом многократном нагружении (рис. 48, в и г). Цикл напряжений — симметричный. Испытания прекращались после образования в образцах усталостных трещин глубиной 1—2 мм.

При двухступенчатом однократном нагружении влияние остаточных напряжений определяется параметрами  $\frac{n_1}{N_1}$  и  $\frac{\sigma_1}{\sigma_2}$  (рис. 48). Когда  $\frac{n_1}{N_1} < 0,2$  ( $\sigma_1 > \sigma_2$ ), действие циклической перегрузки

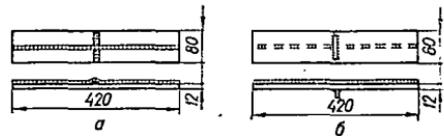


Рис. 47. Образцы с пересекающимися швами (а) и приваренными планками (б)

проявляется так же, как и статической. Очевидно, происходит только релаксация остаточных напряжений без существенного накопления повреждений. Если же  $\frac{n_1}{N_1} > 0,2$ , интенсивность накопления повреждаемости резко возрастает, что приводит к разупрочнению соединения. В этом случае относительная долговечность оказывается меньше единицы. Из рис. 48 следует, что при однократной смене максимальных напряжений накопление повреждений существенно зависит от порядка нагружения. Когда переход осуществляется от меньшей амплитуды к большей, характер накопления повреждаемости близок к линейному.

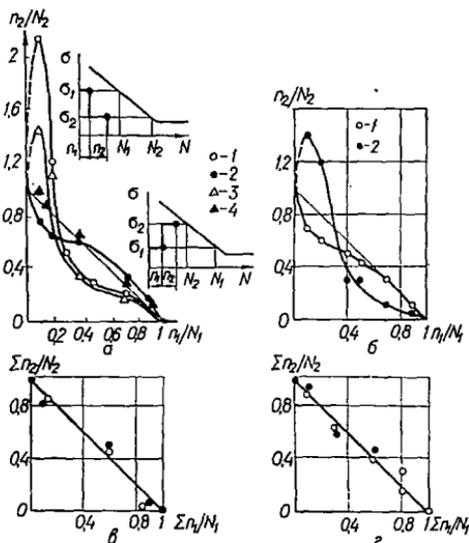


Рис. 48. Графики усталостного повреждения образцов при ступенчатом однократном и ступенчатом многоблочном нагружении:

*a* и *в* — образцы с пересекающимися швами: 1 —  $\sigma_1 = 16$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 10$  кг/мм<sup>2</sup>; 2 —  $\sigma_1 = 10$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 16$  кг/мм<sup>2</sup>; 3 —  $\sigma_1 = 13$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 10$  кг/мм<sup>2</sup>; 4 —  $\sigma_1 = 10$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 13$  кг/мм<sup>2</sup>; *б* и *г* — образцы с ребрами жесткости: 1 —  $\sigma_1 = 11$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 7$  кг/мм<sup>2</sup>; 2 —  $\sigma_1 = 7$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_2 = 11$  кг/мм<sup>2</sup>.

Еще в большей степени справедливость гипотезы подтверждается при многоблочном нагружении. При испытании таких же образцов установлено, что, начиная с десятиблочного двухступенчатого нагружения, результаты испытаний практически перестают зависеть от порядка первоначального нагружения (перехода с высшего уровня на низший или с низшего на высший). При этом во всех случаях процесс накопления усталостных повреждений отвечает линейному закону (рис. 48, *в*, *г*).

Как уже упоминалось, при испытании образцов критерием разрушения служила начальная стадия развития усталостной трещины. При таком условии проведения опыта напряжения ниже предела выносливости не оказывают заметного влияния на повреждаемость сварных соединений.

Полученные результаты дают основание сделать вывод, что в ряде случаев при ускоренном определении пределов выносливости сварных соединений вполне допустимо исходить из условия разрушения  $\sum \frac{n_i}{N_i} = 1$ .

Примером успешного использования метода Локати может служить, например, оценка выносливости сварных деталей трактора МТЗ-50 в зависимости от влияния технологических параметров

[46]. В работе [46] было показано, что ускоренный метод дает достаточную точность, позволяет в шесть-семь раз сократить число образцов и в 30 раз — продолжительность их испытания. Однако необходимо отметить, что применительно к тем же деталям, сваренным при определенном сочетании параметров режима, характеристики сопротивления усталости были установлены ранее. Надо полагать, что метод Локати в основном и должен рекомендоваться лишь в тех случаях, когда известны положения предельных кривых усталости соединений [89, 154]. Если эти данные отсутствуют, более надежные результаты дает ускоренный метод определения предела выносливости, основанный на использовании уравнения кривой усталости.

## СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ СОЕДИНЕНИЙ В ИСХОДНОМ СОСТОЯНИИ

В основу расчетных сопротивлений или допускаемых напряжений сварных соединений по условиям усталости в настоящее время положены результаты испытаний сварных образцов, повторяющих лишь форму соединения. При их изготовлении не обращалось внимания на остаточную напряженность образцов. Как правило, они вырезались из общей сварной заготовки, имели небольшое сечение, остаточные напряжения в них не соответствовали таковым в реальных соединениях. Испытания проводились до полного излома на базе 2 млн. циклов.

После уточнения основных положений методики усталостных испытаний сварных соединений возникла необходимость в проведении значительных экспериментальных работ по оценке выносливости основных видов соединений с учетом влияния всех основных факторов, определяющих несущую способность реальных конструкций. В этой связи ИЭС им. Е. О. Патона были поставлены систематические испытания, проводившиеся в течение ряда лет. Результаты этих испытаний в сопоставлении с данными других исследований приводятся ниже.

### 1. Малоуглеродистые стали

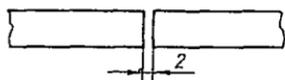
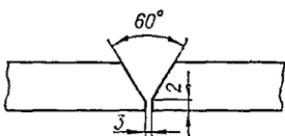
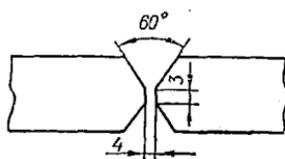
Наиболее полные исследования усталости сварных соединений выполнялись на образцах из малоуглеродистых сталей, широко используемых в рассматриваемых конструкциях. Основная цель проведения этих исследований заключалась в получении таких значений пределов выносливости, которые отвечали бы сопротивлению усталости реальных соединений, когда остаточная напряженность в них достигает максимальных значений. Попутно выяснилось влияние на долговечность соединений химического состава стали, способа ее раскисления, термического упрочнения, режима сварки и вида разделки стыковых швов.

Исследования выполнялись в соответствии с основными положениями, изложенными в гл. II. Образцы имели достаточное сечение для того, чтобы остаточные напряжения могли достигать максимума, а при испытаниях на изгиб не проявился эффект поддерживающих сил. Чаще всего образцы имели ширину 200 мм и толщину 26—30 мм. В тех случаях, когда остаточные напряжения не оказывали

влияния на сопротивление усталости (например, при значительной асимметрии цикла) использовались образцы меньших сечений. В пластинах сохранялась черная поверхность со снятием окалины в местах сварки.

Стыковые швы обычно V-образной формы выполнялись механизированной сваркой. В образцах толщиной 46 мм была принята X-образная разделка кромок, а в пластинах толщиной 16 мм и менее стыки не имели скосов (табл. 14). Каждый образец сваривался

Таблица 14. Разделка кромок и режимы сварки

Толщина пластин, мм	Разделка кромок	$I_{св.}^a$	$U_{д.}^a$	$V_{св.}^a$ м/г	Количество слоев
16		750	32—34	22,5	По одному с каждой стороны
26		800	34—36	19,5	Шесть и один подварочный
46		800	34—36	19,5	По пять с каждой стороны

отдельно; начало и конец стыкового шва располагались на выводных планках, привариваемых к пластине. После сварки удалялись планки и строгались кромки пластин. Остальные виды соединений сваривались вручную. По качеству соединения удовлетворяли требованиям, установленным для ответственных конструкций при обычном способе контроля.

Образцы испытывались при осевом нагружении и на плоский изгиб. Пределы выносливости каждого вида соединения определялись при симметричном и пульсирующем циклах напряжений. Некоторые соединения дополнительно испытывались при  $r = +0,3$ ;  $+0,5$  и  $+0,75$ .

Переменное осевое нагружение выполнялось на универсальной испытательной машине ЦДМ-200пу с пульсаторами двустороннего действия. Частота нагружения этих образцов равнялась 5 гц.

Для испытания больших образцов на изгиб в ИЭС им. Е. О. Патона была изготовлена [156] электромагнитная виброустановка резонансного действия (рис. 49). Машина позволяет испытывать

на плоский изгиб консольные образцы сечением до  $10\,000\text{ мм}^2$  с моментом инерции до  $1\,700\,000\text{ мм}^4$ . В зависимости от сечения и длины образца частота нагружения может меняться в пределах  $800\text{—}2700\text{ цикл/мин}$ . Колебания образца поддерживаются переменными силами притяжения электромагнита 4, возникающими при прохождении магнитного потока через образец 2. Наибольших размеров они достигают при частотах, близких к собственным частотам колебания образцов. Вследствие большой индуктивности электромагнита пользоваться пульсирующим постоянным током затруднительно. В применяемой установке электромагнит питается переменным током от генератора 5 с регулируемой частотой. Амплитуда колебаний образца, а следовательно, и напряжения в исследуемом сечении подбираются путем изменения величины тока, протекающего по обмоткам электромагнита. Несмотря на одностороннее действие электромагнита 4, образец колеблется практически с одинаковыми прогибами в обе стороны от нейтрального положения, т. е. испытывает симметричный цикл напряжений.

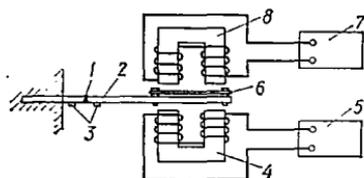


Рис. 49. Схема машины:

1 — исследуемое соединение; 2 — образец; 3 — датчики сопротивления; 4 — электромагнит переменного тока (вибратор); 5 — генератор переменного тока с регулируемой частотой; 6 — отдельный магнитопровод (ярмо); 7 — генератор постоянного тока; 8 — электромагнит постоянного тока.

Если испытания выполняются при асимметричном цикле напряжений, дополнительно включается мощный электромагнит 8, который питается от генератора постоянного тока 7. Этот электромагнит создает в образце требуемую постоянную составляющую напряжений. При наложении на нее переменных напряжений получается требуемый асимметричный цикл. Коэффициент асимметрии зависит от соотношения постоянной и переменной составляющих и может меняться от  $-1,0$  до  $+0,6$ . Чтобы избежать наложения двух различных магнитных потоков, к образцу 2 в месте действия электромагнитов крепится стальная пластина 6, являющаяся отдельным магнитопроводом (ярмом) одного из электромагнитов. Подбор заданного напряжения осуществляется с помощью электрических датчиков сопротивления, наклеенных на образец.

Для обеспечения заданного в соединении напряжения на протяжении всего периода испытаний установка имеет устройство для автоматического поддержания амплитуды колебания образца. Датчиком служат две упругие изолированные пластинки, находящиеся на различных уровнях по высоте (разность уровней  $0,1\text{—}0,15\text{ мм}$ ). При заданной амплитуде колебаний образца его свободный конец контактирует лишь с одной пластинкой. Как только амплитуда колебаний увеличивается и образец начинает контактировать с обеими пластинками, срабатывает реле, включающее привод ползунка реостата, с помощью которого регулируется частота колебаний. Если амплитуда колебаний уменьшается по сравнению с за-

данной и образец не контактирует с пластинками, ползунок реостата перемещается в обратном направлении.

Напряжения измерялись проволочными датчиками сопротивления с базой 10 мм с помощью тензометрической станции УД-3М (ИМАШ). На каждый образец наклеивалось шесть датчиков, по три в одном сечении. Показания датчиков регистрировались поочередно, что позволяло увеличить масштаб осциллограмм. Последовательное включение датчиков осуществлялось автоматически.

Испытания, как правило, выполнялись непрерывно до образования усталостных трещин глубиной 2—3 мм. Отдельные образцы имели трещины глубиной 1 и 4 мм. Прекращение усталостных испытаний в стадии развития трещины требует некоторого навыка по ее обнаружению и установлению глубины. Для этих целей использовался ультразвуковой дефектоскоп УЗД-7Н. Поскольку места зарождения усталостных трещин в сварных образцах чаще всего известны, объем прозвучивания не был большим. Из нескольких частот, на которые рассчитан прибор, для обнаружения усталостных трещин выбиралась большая, равна 2,5 Мгц. Для лучшего акустического контакта поверхность образца в местах прохождения щупа смачивалась трансформаторным маслом. Особенно тщательно соединение прозвучивалось до испытания. Сигналы на экране осциллографической трубки, появившиеся при первоначальном прозвучивании, запоминались или же о них делались пометки на схематическом чертеже соединения. Обычно величина таких сигналов в последующем не возрастала. Появление же нового растущего сигнала с течением времени указывало, что трещина зародилась. Испытания прекращались после того, как сигнал достигал уровня, отмеченного на экране. Уровень устанавливался при тарировании прибора на пластинах (такой же толщины, как и образец) с канавками определенной глубины или же по размерам усталостных трещин, обнаруженных в предыдущих образцах и замеренных после их долома. Начало прозвучивания и периодичность его проведения после обнаружения трещин зависели от типа образца, уровня напряжений и вида нагружения. Такой метод обнаружения усталостных трещин и определения их размеров достаточно надежен, но несколько громоздок.

Позднее был освоен визуальный способ обнаружения усталостных трещин с помощью керосина и масла. Затекая в усталостную трещину, смесь при каждом цикле нагружения частично выжимается из нее и образует на поверхности образца небольшие пузырьки. Смесь наносится кисточкой и перед наблюдением сдувается. Осматриваемая поверхность должна хорошо освещаться. О глубине трещины судят по интенсивности пузырения. При глубине 1—3 мм пузырьки заметны невооруженным глазом. Состояние поверхности не имеет существенного значения. Этот метод фиксации трещин более субъективен. Но при достаточном опыте он дает вполне удовлетворительные результаты. Замеры, проведенные после раскрытия

трещин, показали, что в подавляющем большинстве образцов трещины имели глубину 1,5—3 мм.

Для испытаний на усталость было выбрано шесть видов соединений и прикреплений, наиболее распространенных в сварных ме-

Таблица 15. Химический состав стали М16С, %

Толщина листов, мм	С	Mn	Si	S	P
26	0,16	0,49	0,25	0,033	0,024
30	0,20	0,65	0,27	0,026	0,022
30	0,16	0,52	0,17	0,047	0,025
46	0,19	0,44	0,15	0,048	0,013
Швеллер № 10	0,14	0,44	Сл.	0,024	0,021

таллоконструкциях: стыковые; стыковые, пересекаемые продольными швами; прикрепление фасонки в стык; прикрепление ребер жесткости; нахлесточные с обваркой по контуру; нахлесточные с фланговыми швами [159]. Образцы изготавливались из малоуглеродистой стали М16С (табл. 15 и 16).

Таблица 16. Механические свойства стали М16С

Толщина листов, мм	$\sigma_T$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_B$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$\alpha_H$ , кгм/см <sup>2</sup>
20	24,3	42,4	34,0	62,3	—
26	24,8	41,7	34,4	64,0	11,8
30	26,8	44,8	35,2	66,1	13,2
30	25,2	43,2	35,3	67,4	—
46	23,3	41,0	42,2	66,8	8,1
Швеллер № 10	24,8	39,5	40,2	72,5	—

Стыковые соединения испытывались на изгиб при симметричном, пульсирующем и асимметричном ( $r = +0,3$ ) циклах напряжений, а также на растяжение при пульсирующем цикле. Большинство образцов имело сечение  $200 \times 30$  мм (рис. 50).

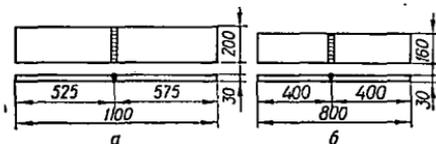


Рис. 50. Образцы для испытаний на изгиб (а) и при осевом нагружении (б).

Трещины усталости во всех образцах зарождались в местах перехода шва к основному металлу (по линии концентрации напряжений) в определенных зонах по краям стыка либо по краям и середине, где остаточные напряжения становятся растягивающими и достигают наибольших величин. Для построения кривых усталости (рис. 51) использовались ранее полученные данные о сопротивлении усталости стыковых соединений на образцах сечением  $200 \times$

× 26, 300 × 26 и 200 × 46 мм (см. гл. II). Как видно из рис. 51, большого рассеяния не наблюдается, особенно при  $r = -1$ , несмотря на то, что в пределах допуска швы имели различное усиление, образцы отличались сечением и изготавливались из металла нескольких плавок. Надо полагать, что по сравнению с влиянием формы соединения в условиях высокой остаточной напряженности роль указанных факторов существенно снижается и они в меньшей степени влияют на долговечность соединений, чем в образцах небольшого размера.

Пределы выносливости при симметричном, пульсирующем ( $r = 0$ ) и асимметричном ( $r = +0,3$ ) циклах соответственно равны: 6,9; 13,0 и 18,6 кг/мм<sup>2</sup>. Эти значения ниже пределов выносливости, полученных ранее на образцах меньших сечений [35, 36, 50]. В то же время они не выходят за пределы минимальных средних значений пределов выносливости, установленных в отдельных исследованиях. На рис. 52 полученные диаграммы предельных напряжений  $\sigma_{\min}$ ,  $\sigma_{\max}$  совмещены с областью рассеяния пределов выносливости стыковых соединений, установленной по данным обобщения В. Мюнзе [99] (Иллинойский университет).

В обобщении включены результаты примерно 2000 усталостных испытаний образцов с поперечными необработанными стыками. Образцы были различного сечения: ширина их изменялась до 152 мм, а толщина от 12,7 до 38 мм. Стыки имели X-, V- и U-образные разделки кромок. При изготовлении указанных образцов не обращалось внимания на остаточную напряженность соединений. Образцы вырезались из общих заранее сваренных пластин, чаще всего имели малые размеры и т. п. Это не могло не сказаться на результатах испытаний и вычисленных затем усредненных значениях пределов выносливости. Поэтому вполне объяснимо смещение полученных в ИЭС им. Е. О. Патона пределов выносливости к границам минимальных средних значений, указанных в диаграмме. Характерно, что наибольшее смещение наблюдается в области знакопеременных напряжений, поскольку здесь усиливается влияние остаточной напряженности.

В ряде работ [2, 75, 273] отмечалось, что выносливость одного и того же соединения различна в зависимости от того, что испытывается — то ли балки значительного сечения, то ли плоские образцы небольшого размера. Балки оказывались менее долговечными, чем образцы. В опытах А. Е. Асниса [2], например, плоские образцы

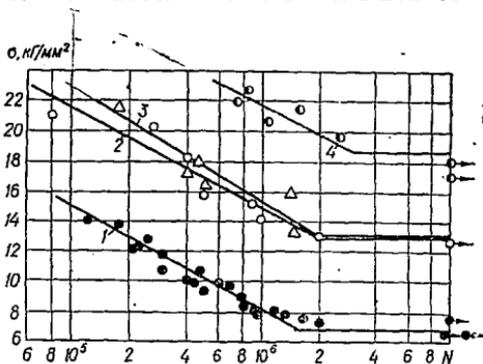
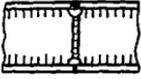
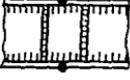
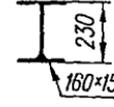
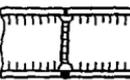
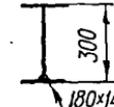
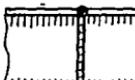
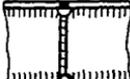
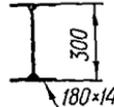
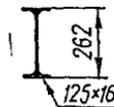
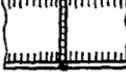


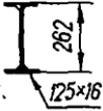
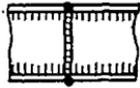
Рис. 51. Кривые усталости образцов со стыковыми соединениями:

1 — симметричный цикл напряжений; 2 — пульсирующий цикл напряжений (изгиб); 3 — пульсирующий цикл напряжений (растяжение); 4 — асимметричный цикл напряжений ( $r = +0,3$ ).



Таблица 17. Данные испытаний стыков сварных двутавровых балок

Сечение балки	Вид стыкового соединения	$\sigma$ , кг/мм <sup>2</sup>	N, тыс. циклов	Места образования усталостных трещин
		$\pm 14,2$	138	В начале вертикального шва стенки у выреза. На поясе в месте обрыва углового шва
		$\pm 14,2$	422	В стыке верхнего пояса
		$\pm 12,5$	428	В вертикальном шве стенки у выреза. На поясе в месте обрыва углового шва
		$\pm 12,5$	570	В пересечении вертикального шва вставки с угловым швом
		$\pm 12$	500	В околошовной зоне стыкового шва пояса
		$\pm 12$	687	В околошовных зонах стыков стенки и пояса
		$\pm 12$	320	В стыковом шве пояса. Стык имел небольшие дефекты
		$\pm 11,4$	642	В стыке пояса

Сечение балки	Вид стыкового соединения	$\sigma$ , кг/мм <sup>2</sup>	N, тыс. циклов	Места образования усталостных трещин
		11,4	650	В стыке пояса

результаты испытаний сварных двутавровых балок с различной конструкцией стыков в поясах и стенке, полученные ранее в ИЭС им. Е. О. Патона [188, 189]. Сопоставляя их с данными испытаний образцов сечением  $200 \times 30$  мм, видим, что долговечность балок

и образцов практически одинакова: чаще образцы показывают даже более низкую выносливость, чем балки. Это еще раз подтверждает то, что пределы выносливости стыковых соединений, установленные на образцах сечением  $200 \times 30$  мм, достаточно полно отражают влияние основных факторов, определяющих выносливость реальных стыков сварных балок, и могут служить исходными данными для определения расчетных сопротивлений.

При обсуждении результатов испытаний стыковых соединений иногда придается значение виду разделки кромок, способу дуговой

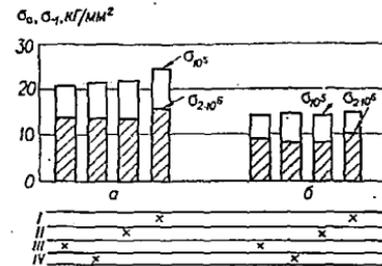


Рис. 53. Средние значения пределов выносливости поперечных стыков, выполненных ручной и автоматической сваркой:

а — пульсирующий цикл растяжения; б — симметричный цикл; I, II и III — ручная сварка, стыки соответственно с V-, X- и U-образной разделкой; IV — автоматическая сварка.

сварки, типу применяемых электродов и т. п. В отдельных случаях эти факторы могут повлиять на долговечность соединения, однако они не являются определяющими. По данным работы [99], X-образные швы оказались наименее выносливыми (рис. 52). Тем не менее в той же работе сделан вывод, что вид разделки кромок вряд ли может оказывать существенное влияние на выносливость стыков и при назначении расчетных сопротивлений не следует делать различия между X-, V- и U-образными швами. С этим выводом согласуются результаты испытаний, приведенные на рис. 51. Образцы с X-образными стыками и образцы с V-образными стыками показывали одинаковую долговечность.

В гл. I было установлено, что коэффициенты концентрации напряжений в стыковых соединениях, выполненных ручной и автоматической сваркой, практически одинаковы. По данным большого числа наблюдений [99], средние значения пределов выносливости

стыковых соединений, выполненных автоматической и ручной сваркой, не отличаются между собой (рис. 53). Влияние такого фактора, как резкость перехода шва на основной металл, заметно уменьшается в условиях высокой остаточной напряженности.

Когда усталостные трещины зарождаются по линии сплавления шва и основного металла, сварочные материалы не оказывают

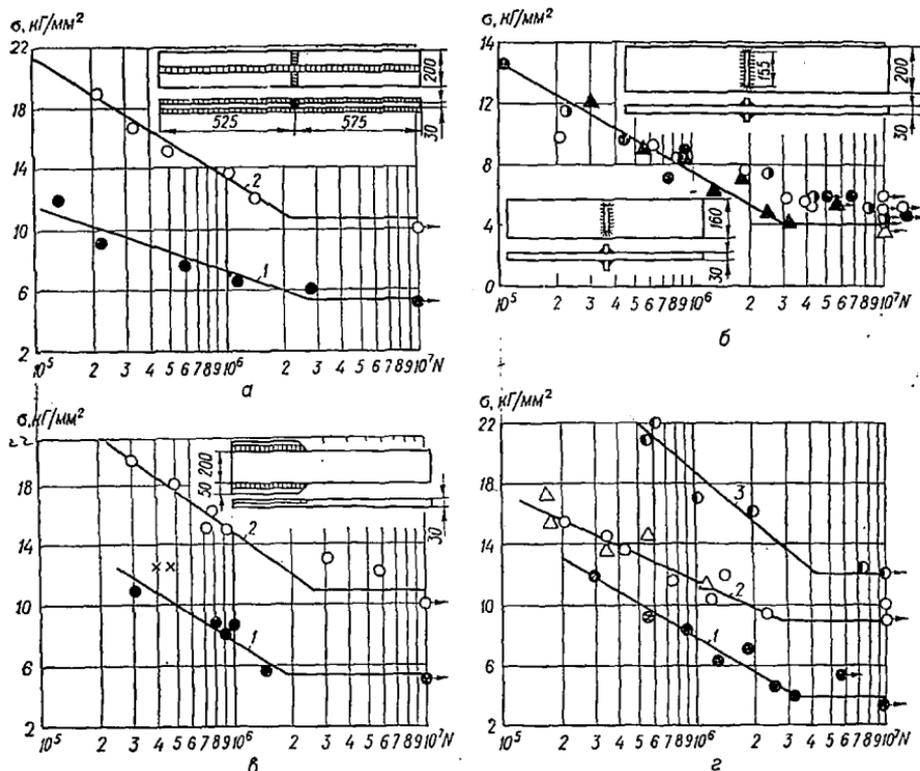


Рис. 54. Кривые усталости сварных соединений с пересекающимися швами (а), прикреплений поперечных планок (б и г), прикрепление фасонки в стык (д): 1 — симметричный цикл напряжений; 2 — пульсирующий цикл; 3 — асимметричный цикл,  $r = +0,3$ .

существенного влияния на усталость соединений [99]. Лишь в отдельных исследованиях применение электродов с низким содержанием водорода приводило к повышению пределов выносливости примерно на 10%. В то же время не следует пренебрегать рекомендациями по выбору электродов для конструкций, испытывающих переменные нагрузки. Для сварки таких конструкций должны применяться электроды, позволяющие получить швы без подрезов, пор и других дефектов, существенно снижающих выносливость соединений. Кроме того, следует иметь в виду, что в тех случаях, когда очагами усталостных разрушений служат технологические дефекты сварки,

свойства металла шва могут заметно сказаться на выносливости соединения.

Стыковые соединения в металлоконструкциях часто пересекаются продольными швами (например, угловыми в сварных двутавровых балках). В ряде случаев наложение этих швов может изменить эпюру остаточной напряженности стыка и понизить его выносливость. Поэтому расчетные сопротивления усталости для стыков, пересекаемых продольными швами, следует принимать более низкими.

Таблица 18. Химический состав сталей Ст. 3сп, Ст. 3пс и Ст. 3кп толщиной 30 мм, %

Сталь	C	Mn	Si	S	P
Ст. 3сп	0,18	0,43	0,17	0,026	0,033
Ст. 3пс	0,19	0,46	0,08	0,035	0,021
Ст. 3кп	0,20	0,46	Сл.	0,04	0,020

Испытания образцов с пересекающимися швами показали, что трещины усталости в таких соединениях зарождаются всегда в одних и тех же местах — по линии сплавления поперечного стыка на некотором расстоянии от продольного шва. Предел выносливости при симметричном цикле снижается до  $5,2 \text{ кг/мм}^2$ , а при пульсирующем — до  $10,6 \text{ кг/мм}^2$  (рис. 54, а).

Как уже указывалось, все образцы изготовлялись из стали М16С.

Однако для сопоставления выносливости соединений различных малоуглеродистых сталей и выяснения влияния способа раскисления стали на сопротивление соединений усталостным разрушениям дополнительно испытывались образцы с поперечными планками, имитирующие прикрепление ребер жесткости (рис. 54, б).

Таблица 19. Механические свойства сталей Ст. 3сп, Ст. 3пс и Ст. 3кп толщиной 30 мм

Сталь	$\sigma_{\text{T}}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_{\text{B}}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma$ , %
Ст. 3сп	33,0	48,5	23,0
Ст. 3пс	28,5	46,5	25,0
Ст. 3кп	30,5	47,0	29,0

Образцы были из спокойной стали ВСт. 3сп, полуспокойной ВСт. 3пс и кипящей стали Ст. 3кп (табл. 18 и 19). Сварка выполнялась вручную электродами УОНИ 13/45 диаметром 4 мм.

Образцы испытывались на изгиб при симметричном цикле напряжений. Трещины усталости во всех образцах зарождались по линии сплавления шва с основным металлом. В их расположении закономерностей не наблюдалось, чаще всего одновременно возникало несколько очагов усталостного разрушения.

Способ раскисления стали не сказался на выносливости соединения. На рис. 54, б представлены результаты испытаний образцов из различных малоуглеродистых сталей, где черные треугольники соответствуют долговечности стали М16С, светлые кружки — дол-

говечности стали Ст. Зкп, черные кружки — долговечности стали Ст. Зсп и наполовину черные — долговечности стали Ст. Зпс. Практически указанные результаты образуют одну кривую усталости. Поскольку вид соединения не мог играть существенной роли, надо полагать, что пределы выносливости сварных соединений других видов также не зависят от марки малоуглеродистой стали и способа ее раскисления.

Для получения пределов выносливости соединений при пульсирующем ( $r = 0$ ) и асимметричном ( $r = +0,3$ ) циклах напряжений испытывались на изгиб образцы из стали М16С. Дополнительно испытывалось на растяжение при пульсирующем цикле пять образцов сечением  $160 \times 30$  мм (рис. 54, з). Так же, как и в случае стыковых соединений, кривые усталости образцов, испытанных при изгибе и растяжении, совпадают. Пределы выносливости  $\sigma_{-1} = 4,0$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_0 = 9,0$  кг/мм<sup>2</sup> и  $\sigma_{+0,3} = 12,0$  кг/мм<sup>2</sup>. В некоторых литературных источниках [52, 192] указываются более высокие значения  $\sigma_0$ , равные 13,5—16,0 кг/мм<sup>2</sup>. Они получены при испытании небольших плоских образцов или балок с ребрами жесткости (на базе 2 млн. циклов и характеристиках цикла, близких к нулю). В то же время предел выносливости балок с широкими поясами и приваренными к ним ребрами жесткости снижался до 10,6 кг/мм<sup>2</sup> [192]. Такая же величина  $\sigma_0$  на базе 2 млн. циклов получена и в ИЭС им. Е. О. Патона (рис. 54, з).

Прикрепление фасонки в стык было представлено образцами, показанными на рис. 54, в. Швы выполнялись ручной сваркой; их концы достаточно плавно переходили на основной металл. Испытания проводились на изгиб при симметричном и пульсирующем циклах напряжений. Характерно, что усталостные трещины зарождались в наплавленном металле, вблизи концов швов. При дальнейшем развитии трещины переходили в основной металл. Пределы выносливости прикрепления:  $\sigma_1 = 5,5$  кг/мм<sup>2</sup> и  $\sigma_0 = 11,0$  кг/мм<sup>2</sup>.

Помимо плоских образцов при симметричном цикле напряжений испытывались две сварные балки из стали Ст. Зкп с фасонками, приваренными в стык к нижним поясам [189]. Переменные усилия на балку передавались в средней ее части через консоли. Около фасонки номинальные напряжения равнялись  $\pm 12,5$  кг/мм<sup>2</sup>. Обе балки выдержали примерно равное число перемен напряжений — 405 и 472 тыс. циклов. Усталостные трещины образовались в основном металле у концов фасонки. Долговечность прикрепления оказалась практически такой же, как и плоских образцов с фасонками. Результаты испытаний балок показаны на рис. 54, в крестиками.

Наиболее низкой выносливостью обладают нахлесточные соединения с фланговыми швами. По сравнению с другими сварными соединениями они создают наибольшую концентрацию напряжений. Кроме того, в процессе сварки у концов шва создаются высокие растягивающие остаточные напряжения. Трещины усталости в таких соединениях, как правило, возникают в основном металле

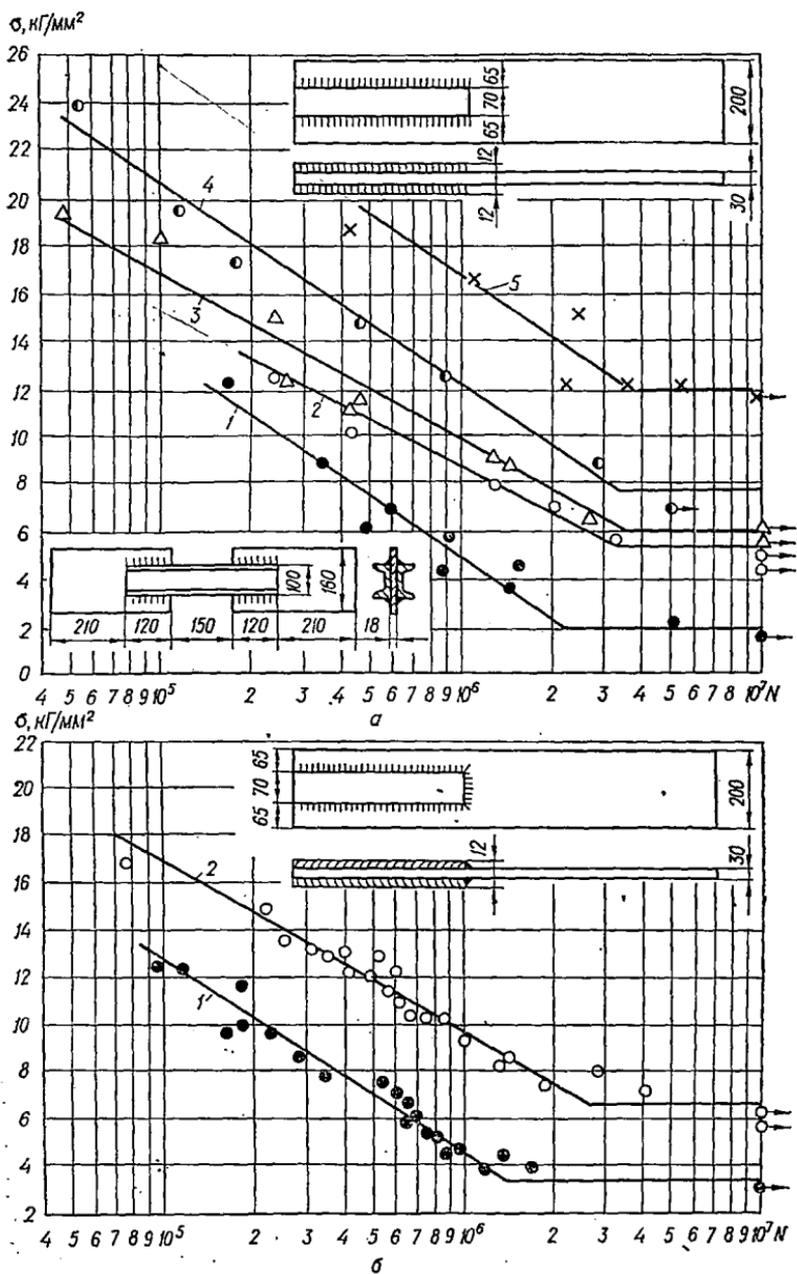


Рис. 55. Кривые усталости нахлесточных соединений с фланговыми швами (а) и с обваркой по контуру (б):

1 — симметричный цикл; 2 — пульсирующий цикл, изгиб; 3 — пульсирующий цикл, растяжение; 4 — асимметричный цикл,  $r = 0,3$ ; 5 — асимметричный цикл,  $r = 0,6$ .

у концов фланговых швов и распространяются под прямым углом к поверхности пластин.

Образцы с фланговыми швами были двух типов: пластины с приваренными планками и составленные из швеллеров (рис. 55, а). Образцы первого типа испытывались на изгиб при симметричном ( $r = -1$ ), пульсирующем ( $r = 0$ ) и асимметричном ( $r = 0,6$ ) циклах, образцы второго типа — при осевом нагружении и характеристиках цикла, равных нулю и 0,3.

При пульсирующих циклах пластины с планками и образцы, составленные из швеллеров, показали практически одинаковые

Таблица 20. Пределы выносливости основных типов сварных соединений малоуглеродистых сталей,  $\text{кг/мм}^2$

Соединение	$r = -1,0$	$r = 0$	$r = +0,3$	$r = +0,6$
Стыковое	6,9	13,0	18,6	—
Стыковое, пересекаемое продольными швами	5,2	10,6	—	—
Прикрепление фасонки в стык	5,5	11,0	—	—
Прикрепление планок и других вспомогательных элементов лобовыми швами	4,0	9,0	12,0	—
Нахлесточное с обваркой по контуру	3,5	6,8	—	—
Нахлесточное с фланговыми швами	2,3	5,8	7,8	12,0

пределы выносливости (5,5 и 6,0  $\text{кг/мм}^2$ ). Пределы выносливости при симметричных циклах  $\sigma_{+0,3}$  и  $\sigma_{+0,6}$  достигали соответственно 7,8 и 12  $\text{кг/мм}^2$  (рис. 55, а).

Соединения с фланговыми швами испытывались многими исследователями как в нашей стране, так и за рубежом (см. табл. 9 и работы [10], [99], [259]). Для пульсирующего цикла и базы 2 млн. циклов чаще всего указываются значения 7—8  $\text{кг/мм}^2$ , а для симметричного цикла — 3—4  $\text{кг/мм}^2$ . Полученные величины на базе 2 млн. циклов близки к указанным. Совпадение пределов выносливости, установленных на образцах различной формы и размеров, объясняется более стабильной концентрацией рабочих и остаточных напряжений в рассматриваемых соединениях по сравнению с другими соединениями (см. гл. II).

Обварка по контуру приводит к более равномерному распределению силового потока в нахлесточном соединении. Концентрация напряжений снижается до 30%. Вместе с тем добавление лобового шва может на 10—30% увеличить остаточную напряженность соединения [1]. Суммарный эффект все же положителен. При симметричном цикле напряжений предел выносливости образцов повышался до 3,5  $\text{кг/мм}^2$ , при пульсирующем — до 6,8  $\text{кг/мм}^2$ . Так же, как и в образцах с ребрами, по границе лобового шва возникало несколько очагов усталостного разрушения.

В ряде работ [35, 36, 50] для подобных соединений указываются более высокие пределы выносливости. В то же время они совпадают со средними значениями ( $\sigma_{-1} = 3,8 \text{ кг/мм}^2$  и  $\sigma_0 = 6,9 \text{ кг/мм}^2$ ), приведенными в работе [99] по данным исследований Вилсона, Мюнзе, Меммлера, Биретта и др.

Все полученные выше значения пределов выносливости сварных соединений сведены в табл. 20. Обращает на себя внимание, что эти пределы выносливости, относящиеся к различным соединениям и полученные при испытании

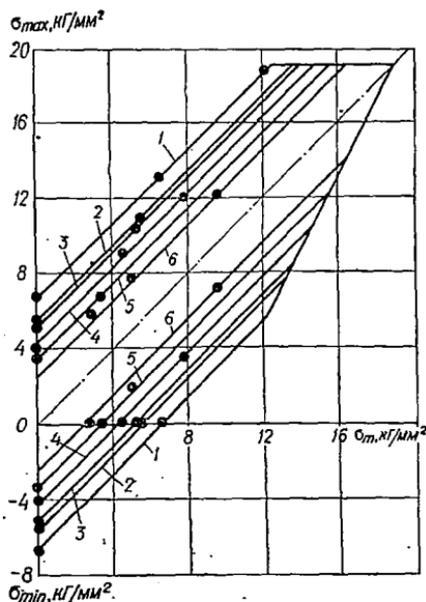


Рис. 56. Диаграммы предельных напряжений сварных соединений малоуглеродистых сталей:

1 — стыковые соединения; 2 — прикрепления фасонки в стык; 3 — пересекающиеся швы; 4 — прикрепления ребер жесткости; 5 — нахлесточные соединения с обваркой по контуру; 6 — нахлесточные соединения с фланговыми швами.

отличаются между собой в меньшей степени, чем ранее установленные на образцах небольшого сечения по их полному излому. Пределы выносливости  $\sigma_{-1}$  соединений, занимающие на диаграмме крайние положения, различаются на  $4,6 \text{ кг/мм}^2$ , а соседнее положение — на  $1 \text{ кг/мм}^2$ . Поэтому вряд ли целесообразно дальнейшее дробление сварных соединений на отдельные виды.

По данным табл. 20, на рис. 56 построены диаграммы предельных напряжений в координатах  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{max}$ . Верхние части диаграмм отсечены допустимым уровнем напряжений по условиям статического нагружения. В рассматриваемых границах линии предельных напряжений сварных соединений наклонены под углом  $45^\circ$  к оси абсцисс. Это указывает на то, что предельные амплитуды  $\sigma_a$  практически не зависят от среднего напряжения цикла  $\sigma_m$ . Для дан-

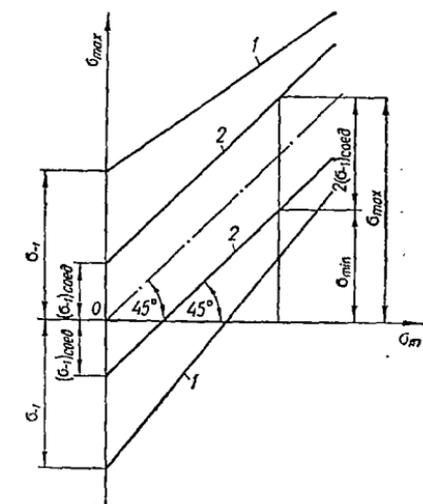


Рис. 57. Схематизированная диаграмма  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{max}$ , при  $\sigma_a = (\sigma_{-1})_{соед} = \text{const}$ :

1 и 2 — линии предельных напряжений соответственно основного металла и сварного соединения.

больших образцов по критерию начальной стадии разрушения,

ного соединения с высокими остаточными напряжениями  $\sigma_a$  остается постоянной во всем диапазоне расчетных максимальных напряжений. Такая закономерность позволяет выразить предельное напряжение при асимметричном цикле  $\sigma_r$  только через значения  $(\sigma_{-1})_{\text{соед}}$  и характеристику цикла  $r$  (рис. 57):

$$\sigma_{\text{max}} = 2(\sigma_{-1})_{\text{соед}} + \sigma_{\text{min}} \quad \text{или} \quad \sigma_{\text{max}} - r\sigma_{\text{max}} = 2(\sigma_{-1})_{\text{соед}}. \quad (9)$$

Отсюда

$$\sigma_r = \sigma_{\text{max}} = \frac{2(\sigma_{-1})_{\text{соед}}}{1-r} = \frac{2\sigma_{-1}}{K_\sigma(1-r)}, \quad (10)$$

где  $\sigma_{-1}$  и  $(\sigma_{-1})_{\text{соед}}$  — соответственно пределы выносливости основного металла и соединения при симметричном цикле напряжений;  $K_\sigma$  — эффективный коэффициент концентрации напряжений.

Таблица 21. Значения эффективных коэффициентов концентрации необработанных сварных соединений

Соединение	$K_\sigma$	
	обычно принятое	рекомендуемое
Стыковое, выполненное автоматической или ручной сваркой при обычном усилении шва	1,4	1,9
Стыковое, в случае пересечения его продольным швом	1,4	2,4
Прикрепление трапецидальных фасонки в стык	2,2	2,4
Прикрепление планок, ребер и других вспомогательных элементов лобовыми швами с катетами (1:1)	2,2	3,0
Нахлесточное с обваркой по контуру	3,0	3,6
Нахлесточное с фланговыми швами	3,2—3,5	5,0

Рекомендуемые значения эффективных коэффициентов концентрации напряжений  $K_\sigma$ , подсчитанные по данным диаграммы  $\sigma_m - \sigma_{\text{max}}$  (см. рис. 56), приведены в табл. 21. При определении  $K_\sigma$  предел выносливости  $\sigma_{-1}$  основного металла с прокатной коркой определялся из равенства  $\sigma_{-1} = \frac{\sigma_b}{3} = \frac{38}{3} = 12,7 \text{ кг/мм}^2$  [36]. Как и следовало ожидать, учет влияния остаточных напряжений заметно повысил значения  $K_\sigma$ .

## 2. Низколегированные стали

В сварных конструкциях используются низколегированные стали различных марок. Проведенные ранее исследования выносливости сварных соединений не позволяют расположить эти стали в определенный ряд по степени сопротивляемости переменным нагрузкам.

Таблица 22. Химический состав и механические свойства исследованных

Сталь	ГОСТ	Толщина листа, мм	Химический		
			C	Si	Mn
14Г2	5058-57*	20	0,14	0,27	1,38
		30	0,18	0,34	1,60
19Г	5058-57*	20	0,19	0,26	0,92
15ГС	5058-57*	20	0,17	0,59	1,4
15ГС рафинированная	Опытная плавка	36	0,15	0,86	1,14
14ХГС	5058-57*	20	0,12	0,56	0,95
10ХСНД термически обработанная	5058-57	26	0,14	0,88	0,79
		30	0,15	0,53	0,75
09Г2С	5520-62	26	0,10	0,56	1,56
10Г2СД	5058-57*	26	0,10	0,75	1,58
10Г2СД термически упрочненная	ЧМТУ 551-61 ЦНИИЧМ	26	0,09	1,00	1,53
		26	0,09	0,87	1,42
10Г2С1	5520-62	26	0,09	0,87	1,42
10Г2С1 после закалки и отпуска	ЧМТУ 551-61 ЦНИИЧМ	26	0,10	1,00	1,65
		30	0,15	0,90	1,60
15Г2С	ЧМТУ 579-64 УКРНТИ	30	0,15	0,90	1,60
18Г2АФпс	ЧМТУ 1-741-69	30	0,23	0,11	1,54

По мнению А. Е. Асниса [3], наибольшее сопротивление усталости конструкций следует ожидать в случае применения марганцовистых сталей с пониженным содержанием углерода. Согласно его данным, пределы выносливости сварных соединений из сталей 09Г2С и 15ХСНД отличаются на 20—25%. В опытах НИИМостов соединения из стали 10Г2СД оказались более выносливыми, чем соединения из стали 09Г2С. Обобщив результаты исследований, выполненных в ЦНИИСК и ЦНИИС, Е. Е. Кочергова [74] пришла к выводу, что выносливость соединений сталей 14Г2, 15ГС и 15ХСНД примерно одинакова. Такой же вывод по результатам испытаний двутавровых балок из сталей 14Г, 19Г и 15ХСНД сделал А. А. Бать [13]. По данным Е. М. Шевандина, Д. И. Навроцкого и Р. Е. Решетниковой [186], сталь 10ХСНД понижает циклическую прочность сварных соединений в большей степени, чем сталь 15ХСНД.

Поскольку авторы применяли различные методики испытания образцов и в каждом исследовании сопоставлялись только 2—3 марки стали, обобщить полученные выводы не представляется возможным. В этой связи было решено по единой методике испытать и сопоставить сопротивления усталости однотипных соединений на сталях двенадцати марок, существенно отличающихся по химическому составу.

низколегированных сталей

состав, %					Механические свойства		
Cr	Ni	Cu	V	N	$\sigma_{\text{в}}$ кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_{\text{т}}$ кг/мм <sup>2</sup>	$\delta$ , %
0,26	0,14	0,15	—	—	59,6	39,2	21,6
0,18	0,16	0,13	—	—	61,4	37,2	32,3
—	—	—	—	—	50,1	28,3	39,0
0,30	0,12	0,15	—	—	62,2	39,8	20,5
—	—	—	—	—	54,8	31,6	29,4
0,37	—	—	—	—	51,0	33,9	36,5
0,83	0,46	0,42	—	—	60,1	44,2	23,4
0,71	0,35	—	—	—	58,4	43,9	34,2
—	0,09	0,15	—	—	51,8	33,9	30,7
—	—	0,13	—	—	51,8	33,9	34,8
—	—	0,15	—	—	55,3	39,7	30,4
0,05	0,07	0,04	—	—	53,2	37,8	27,5
—	0,07	0,035	—	—	61,5	47,3	26,7
0,09	0,06	—	—	—	61,7	49,2	26,9
—	—	—	0,15	0,023	64,5	51,2	30,5

Испытывались следующие низколегированные стали: 19Г, 14Г2, 15ГС, 14ХГС, 09Г2С, 10Г2СД, 10Г2С1, 15Г2С, 10ХСНД, 15ХСНД, 18Г2АФпс и 15Г2АФДпс (табл. 22). Стали 10Г2С1 и 10Г2СД представлены в горячекатаном состоянии и после термического упрочнения (нагрев до 920° С, закалка в воду и последующий отпуск при 650° С). Дополнительную разновидность — рафинирование синтетическими шлаками — имела сталь 15ГС.

Образцы для испытаний были двух видов: со стыковыми швами (рис. 58, а) и с приваренными планками — имитацией прикрепления ребер жесткости (рис. 58, б). Стыки выполнялись механизированной сваркой под флюсом АН-348 проволокой Св-08ГА. Для сварки образцов из термически упрочненной стали 10Г2С1 применялись

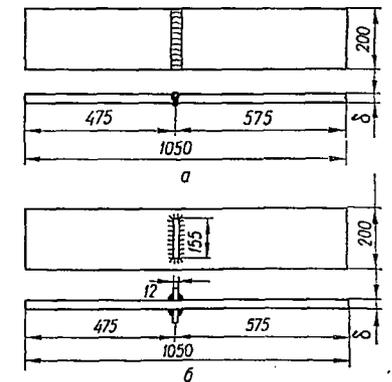


Рис. 58. Образцы сварных соединений низколегированных сталей стыковые (а) и с прикреплением ребер жесткости (б).

флюс АН-22 и проволока Св-10НМ. Планки приваривались вручную электродами УОНИ 13/55.

Практически режимы сварки не оказывают заметного влияния на долговечность соединений малоуглеродистых и низколегированных сталей. Однако применительно к термически упрочненным сталям этот вывод проверялся, поскольку механические свойства упрочненного металла, прилегающего ко шву, существенно изменяются и зависят от погонной энергии сварки. С этой целью дополнительно испытывались стыковые соединения термоупрочненной стали 10Г2С1, выполненные на трех различных режимах (табл. 23) механизированной сваркой под флюсом проволокой диаметром 5 мм.

Таблица 23. Режимы сварки термически упрочненной стали 10Г2С1

$I_{св},$ а	$U_{д},$ в	$v_{св},$ м/ч	$q/v_{св},$ ккал/см
650	32	32	5000
650	32	16	11 000
850	34	16	16 000

но к термически упрочненным сталям этот вывод проверялся, поскольку механические свойства упрочненного металла, прилегающего ко шву, существенно изменяются и зависят от погонной энергии сварки. С этой целью дополнительно испытывались стыковые соединения термоупрочненной

стали 10Г2С1, выполненные на трех различных режимах (табл. 23) механизированной сваркой под флюсом проволокой диаметром 5 мм.

Стали марок 15ГС, 19Г и 14ХГС поставлялись в листах толщиной  $\delta = 20$  мм. Чтобы перейти от результатов испытаний образцов  $\delta = 20$  мм к пределам выносливости образцов  $\delta = 26 \div 30$  мм, из стали 14Г2 были изготовлены и испытаны две партии образцов — толщиной 20 и 30 мм.

Большинство образцов испытывалось на плоский изгиб при симметричном и пульсирующем циклах напряжений. Пределы выносливости при асимметричных циклах определялись на образцах из стали 15Г2С со стыковыми швами (осевое нагружение  $r = 0,5$ ) и на образцах из стали 14Г2 с приваренными планками (испытания на изгиб,  $r = 0,3$ ).

В стыковых соединениях трещины усталости зарождались либо по линии перехода шва на основной металл в средней его части, либо по концам. Образцы с планками обычно имели несколько очагов зарождения усталостных трещин, т. е. характер разрушений был таким же, как и в ранее описанных опытах на малоуглеродистой стали.

Результаты испытаний образцов из сталей 14Г2, 19Г, 15ГС и 14ХГС ( $\delta = 20$  мм) со стыковыми швами были одинаковыми. Пределы выносливости  $\sigma_{-1}$  на базе 2 млн. циклов оказались равными 9,7, 8,9, 10,0 и 9,1 кг/мм<sup>2</sup>. У образцов  $\delta = 30$  мм (сталь 14Г2 и 15ГС) пределы выносливости снизились до 7,2 и 8,0 кг/мм<sup>2</sup>. У образцов с поперечными планками  $\sigma_{+0,3} = 13,0$  кг/мм<sup>2</sup>.

Как видно из рис. 59, однотипные образцы кремнемарганцовистых сталей 09Г2С, 10Г2СД, 10Г2С1 и 15Г2С не отличаются сопротивлением усталости, несмотря на то что они сваривались на различных режимах и при этом применялись существенно различные сварочные материалы. При сварке стыковых соединений стали 10Г2СД применялась проволока Св-08ГА и флюс АН-348 (результаты испытаний этих образцов представлены на рис. 59, б черными квадратами), а при сварке стали 10Г2С1 — проволока Св-10НМ, флюс АН-22 и режимы, соответствующие тепловложениям 5000,

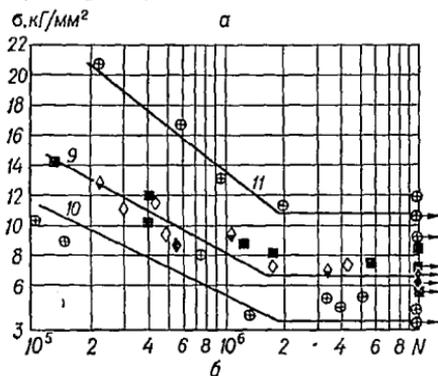
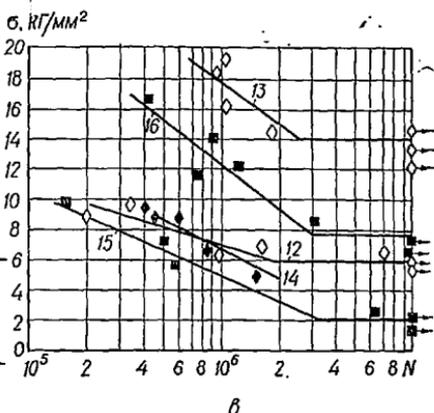
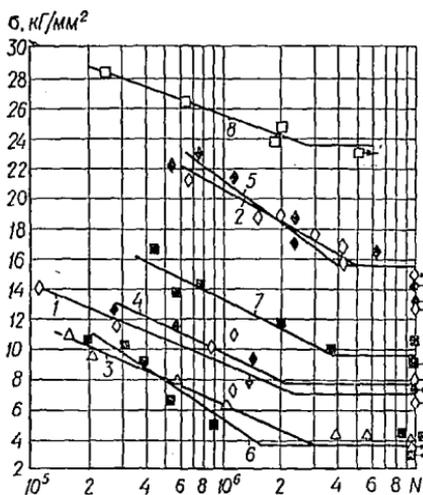


Рис. 59. Кривые усталости сварных соединений горячекатаных кремнемарганцовистых сталей без термического (а), с термическим упрочнением (б) и хромокремненикелевых сталей (в):

1 и 2 стыковые соединения стали 10Г2СД соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ ; 3 — прикреплённый ребор жесткости, сталь 10Г2СД,  $r = -1$ ; 4 и 5 — стыковые соединения стали 09Г2С соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ ; 6 и 7 — прикреплённый ребор, сталь 09Г2С соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ ; 8 — прикреплённый ребор, сталь 15Г2С,  $r = +0,5$ ; 9 — стыковые соединения, стали 10Г2СД и 10Г2С1; 10 и 11 — прикреплённый ребор, сталь 10Г2СД соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ ; 12 и 13 — стыковые соединения, сталь 10ХСНД соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ ; 14 — стыковые соединения, сталь 15ХСНД,  $r = -1$ ; 15 и 16 — прикреплённый ребор, сталь 10ХСНД соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0$ .

11000 и 16000 *кал/см* (результаты испытаний изображены на рис. 59, б соответственно черными, светлыми и наполовину черными ромбиками, кружки с крестиками соответствуют образцам, сваренным проволокой Св-10НМ, и тепловложению 16 000 *кал/см*, но относятся к образцам, испытанным при симметричном и асимметричном циклах). Одинаковую выносливость показали образцы сталей 10ХСНД и 15ХСНД (рис. 59, в), а также сталей 15Г2АФДпс и 18Г2АФпс.

Для сопоставления на рис. 60, а сгруппированы все кривые усталости стыковых соединений, а на рис. 60, б — кривые усталости образцов с планками. Выявилась достаточно четкая картина: кривые усталости однотипных сварных соединений низколегированных сталей различных марок практически совпадают. Совместились кривые, относящиеся к симметричному циклу напряжений (обозначены цифрами без индексов), и кривые усталости, полученные при пульсирующих циклах напряжений (обозначены цифрами с индексами). Несколько отличное расположение кривых 9—12 объясняется только тем, что они относятся к образцам толщиной 20, а не

30 мм. Выносливость соединений сталей 19Г, 15ГС, 14ХГС на образцах  $\delta = 30$  мм оказалась бы такой же, как соединений других сталей. Это можно заключить из того, что кривая 6 (сталь 14Г2,  $\sigma = 30$  мм) совпадает с группой кривых 1—7, а кривая 9 (сталь 14Г2,  $\delta = 20$  мм) совпадает с группой кривых 9—12.

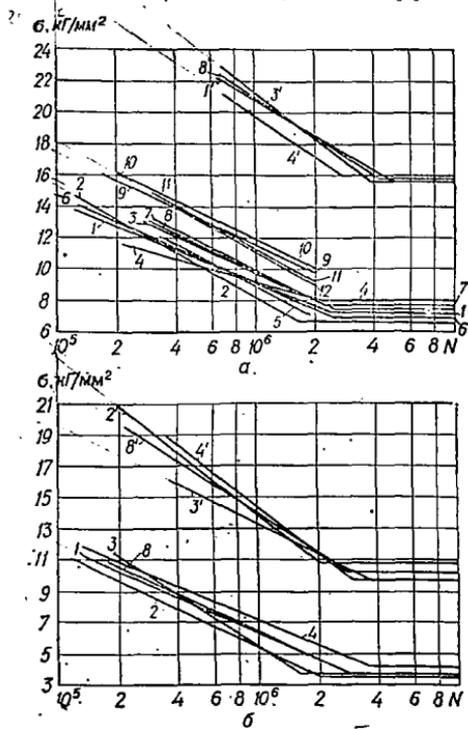


Рис. 60. Выносливость стыковых (а) и угловых (б) соединений низколегированных сталей:

1 и 1' — сталь 10Г2СД; 2 и 2' — стали 10Г2СД и 10Г2С1 термически упрочненные; 3 и 3' — сталь 09Г; 4 и 4' — сталь 10ХСНД термически обработанная; 5 — сталь 15ХСНД; 6 — сталь 14Г2; 7 — сталь 15ГС рафинированная; 8 и 8' — сталь 18Г2АФДпс; 9 — сталь 14Г2; 10 — сталь 15ГС; 11 — сталь 14ХГС; 12 — сталь 19Г (кривые 1—7 даны для образцов  $\delta = 30$  мм; кривые 9—12 для образцов  $\delta = 20$  мм).

В исследованной области переменных напряжений термически упрочненные стали так же, как полуспокойные, и стали, прошедшие рафинирование синтетическими шлаками, не показали заметного изменения выносливости. Соответствующие кривые усталости соединений при  $r = -1$  и  $r = 0$  практически не различаются.

Рассматривая взаимное расположение кривых на рис. 60, затруднительно отдать предпочтение какой-либо стали. По данным испытаний стыковых соединений, наибольшую сопротивляемость усталостным разрушениям показали стали 09Г2С и 15ГС, а наименьшую — сталь 10Г2СД. В то же время на образцах с планками были получены противоположные результаты.

Расхождение пределов выносливости соединений из различных сталей не превышает  $1/2 - 1 1/2$  кг/мм<sup>2</sup> и может быть отнесено за счет рассеяния результатов усталостных испытаний. В ряде случаев оно

соизмеримо с точностью определения напряжений в испытываемых образцах. Поэтому для однотипных сварных соединений низколегированных сталей различных марок более обоснованно принимать одинаковые пределы выносливости. Проведенные исследования позволяют рекомендовать следующие средние значения: для стыковых соединений —  $\sigma_{-1} = 7,5$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_0 = 15,5$  кг/мм<sup>2</sup> и  $\sigma_{0,5} = 23,5$  кг/мм<sup>2</sup>; для прикреплений ребер, диафрагм и планок поперечными швами —  $\sigma_{-1} = 4,0$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_0 = 10,5$  кг/мм<sup>2</sup> и  $\sigma_{0,3} = 13,0$  кг/мм<sup>2</sup>. Эти значения практически не отличаются от вели-

чин  $\sigma_r$ , полученных ранее при испытании таких же образцов из малоуглеродистой стали (см. табл. 20). Поэтому в тех случаях, когда сварные соединения не подвергаются дополнительной обработке, применение низколегированных сталей в конструкциях, испытывающих переменные напряжения с асимметрией цикла  $r$  менее 0,4—0,7, может оказаться нецелесообразным.

Совпадение пределов выносливости, а следовательно, и диаграмм предельных напряжений, относящихся к различным сталям, получено по результатам испытаний двух типов соединений — стыкового и нахлесточного. Надо полагать, что это совпадение является закономерным, в связи с чем диаграммы средних значений предельных напряжений иных соединений низколегированных сталей можно получать путем продления в область более высоких значений  $r$  соответствующих линий предельных напряжений, относящихся к соединениям малоуглеродистых сталей до пересечения их с линией предельных статических напряжений данной стали. При этом можно воспользоваться закономерностями, анализ которых дан в гл. II, параграф 6.

### 3. Высокопрочные низколегированные стали

В наиболее нагруженных сварных элементах или конструкциях может оказаться целесообразным применение высокопрочных низколегированных сталей с пределом текучести 60—90  $\text{кг/мм}^2$ . В основном это низкоуглеродистые стали с добавками марганца, хрома, никеля, меди, молибдена, вольфрама мартенситного или бейнитного класса, прошедшие термическую обработку.

Наиболее распространенной американской высокопрочной сталью является Т-1 ( $\sigma_T \geq 63 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B \geq 74 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\delta \geq 18\%$ ). Высокий предел текучести сталь Т-1 приобретает в результате закалки с охлаждением в воду от 900—927° С и последующего отпуска при 620—650° С. Поставляется она в прокате толщиной от 12,7 до 152 мм. При этом механические свойства в листах различной толщины изменяются незначительно. В ряде случаев применяется ее модификация — сталь марки XU-Z.

В Англии широкую известность получила бейнитная сталь Fortiweld («очень хорошо сваривающаяся») с относительно невысоким содержанием молибдена, хрома и марганца (в отдельных марках — никеля) и обязательным микролегированием бором. Оптимальной термической обработкой этой стали является нормализация при 930—980° С или субкритический отжиг при 930—980° С. В сталях Fortiweld-55 и Fortiweld-70 гарантируются минимальные пределы текучести — соответственно 72 и 90  $\text{кг/мм}^2$  и временное сопротивление — соответственно 90 и 115  $\text{кг/мм}^2$ .

Японские стали 2H-Ultra, Welten-80, NK-Hiten-80 и другие, легированные марганцем, кремнием, а также медью, никелем, хромом, молибденом и бором, после термической обработки имеют предел

Таблица 24. Химический состав отечественных низколегированных высокопрочных

Сталь	C	Mn	Si	Cr
12ГСМФ	0,1—0,16	0,9—1,2	0,4—0,7	—
12Г2СМФ	0,1—0,16	1,2—1,6	0,4—0,7	—
12ХГ2СМФ	0,1—0,16	1,2—1,6	0,4—0,7	0,5—0,8
14Х2ГМР	0,1—0,17	0,9—1,2	0,17—0,37	1,4—1,7
14ХМНДФР	0,1—0,17	0,6—0,9	0,17—0,37	0,4—0,7
15ГСХМФР	0,12—0,18	1,25—1,55	0,40—0,70	0,50
15ХГ2СФР	0,12—0,18	1,5—1,8	0,40—0,7	0,4—0,7
15ХГ2СФМР	0,12—0,18	1,5—1,8	0,4—0,7	0,4—0,7

текучести 70—90 кг/мм<sup>2</sup>. В сталях типа Welten дополнительное измельчение структуры, способствующее повышению прочности и вязкости, осуществляется за счет субмикроскопических включений нитридов алюминия, титана или циркония. Подвергнутые деформационному старению японские стали незначительно снижают ударную вязкость. Они находят применение в судостроении, мостостроении, при изготовлении трубопроводов, резервуаров и других сварных конструкций.

Таблица 25. Механические свойства отечественных низколегированных высокопрочных сталей (после термической обработки)

Сталь	$\delta$ , мм	$\sigma_{Tmin}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_{вmin}$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\delta_{min}$ , %
12ГСМФ	8—20	60	70	13
12Г2СМФ	21—40	60	70	13
12Г2СМФ	12—20	75	85	10
12ХГ2СМФ	12—40	75	85	10
14Х2ГМР	4—50	>60	70	14
14ХМДФР	4—50	>60	70	14
15ГСХМФР	До 60	60	70	15
15ХГ2СФР	8—32	60	70	14
15ХГ2СФМР	8—32	70	85	12

В Советском Союзе работы по созданию сталей подобного типа, но экономно легированных, проводятся с начала 60-х годов. В табл. 24, 25 приведен химический состав и механические свойства некоторых низколегированных высокопрочных сталей отечественного производства. Сталь 14ХМНДФР, близкая по химическому составу к американской стали Т-1, и сталь 14Х2ГМР наряду с высокой прочностью и удовлетворительной свариваемостью характеризуются малой чувствительностью к хладноломкости. Исследования, проведенные в ИЭС им. Е. О. Патона, показали, что предварительный подогрев стали 14ХМНДФР до 125° С и стали

сталей, %

	Ni	Mo	V	Cu	B
—	—	0,15—0,25	0,15—0,25	—	—
—	—	0,15—0,25	0,15—0,25	—	—
—	—	0,15—0,25	0,15—0,25	—	—
≤0,03	0,45—0,55	≤0,03	—	≤0,03	0,002—0,006
0,7—1,0	0,45—0,55	0,05—0,10	—	0,15—0,4	0,002—0,006
0,30	0,55—0,20	0,008—0,12	—	0,30	0,003
—	—	0,05—0,10	—	—	0,002—0,005
—	—	0,05—0,10	—	—	0,002—0,005

14Х2ГМР до 180° С обеспечивает высокую стойкость металла шва и металла околошовной зоны против образования трещин. Эти температуры рекомендуются для сварки соединений из металла толщиной более 16 мм. Соединение с меньшими толщинами допускается сваривать без предварительного подогрева. Более подробные сведения о высокопрочных низколегированных сталях, их свариваемости, хладостойкости и рациональном использовании в сварных конструкциях изложены в работах [34, 62, 64, 96, 143, 231].

Менее исследована сопротивляемость высокопрочных сталей и соединений усталостным разрушениям. Вместе с тем нередко отмечается, что высокопрочные стали и соединения, не подвергнутые механической обработке, обладают низкой циклической прочностью и поэтому их нецелесообразно применять в сварных конструкциях, испытывающих переменные напряжения [40, 99, 199, 207, 247]. В указанных работах однотипные образцы из различных сталей показали практически одинаковую выносливость. Нет оснований сомневаться в достоверности полученных данных. Тем не менее сделанные выводы должны быть отнесены только к определенной области переменных напряжений.

Во всех исследованиях усталостные испытания основного металла и сварных соединений проводились при симметричном или пульсирующем циклах напряжений. Для малоуглеродистых и низколегированных сталей с необработанной поверхностью диапазон изменения характеристики цикла от  $r = -1$  до  $r = 0$  охватывает почти всю диаграмму переменных предельных напряжений, поскольку ее верхняя часть, расположенная несколько выше  $r = 0$ , отсекается горизонтальной прямой, соответствующей пределу текучести материала или расчетному сопротивлению основного металла статическим нагрузкам.

Высокопрочные стали, обладая более высоким пределом текучести, имеют удлиненную диаграмму предельных напряжений. В такой диаграмме выше уровня предельных статических напряжений обычной низколегированной стали имеется еще достаточно обширная область переменных напряжений, допустимых для высокопрочных сталей. В данной области напряжений использование высокопрочных

сталей с необрабатываемой поверхностью может быть целесообразным. Наглядно это можно видеть при совмещении диаграмм предельных напряжений сталей различной прочности (рис. 61), построенных по результатам усталостных испытаний пластин с прокатной поверхностью на базе  $2 \cdot 10^6$  перемен напряжений и  $r = 1,0$ ; 0 и 0,14 [36, 99, 134 и др.]. Для определения сопротивляемости высокопрочных сталей усталостным разрушениям в случае значительной асимметрии цикла в ИЭС им. Е. О. Патона дополнительно испытывались образцы из стали 14ХМНДФР ( $\sigma_T = 60,0 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B =$

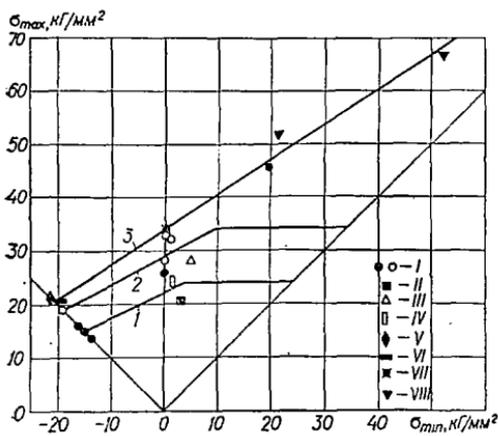


Рис. 61. Диаграммы предельных напряжений сталей различной прочности по данным испытаний пластин с прокатной поверхностью: 1 — малоуглеродистые стали; 2 — низколегированные стали; 3 — высокопрочные низколегированные стали; I — по данным [36]; II — по данным [50]; III — по данным [73]; IV — по данным [134]; V — по данным [199]; VI — по данным [207]; VII — по данным [99]; VIII — по данным автора.

$= 70,1 \text{ кг/мм}^2$ ) при осевом нагружении,  $r = 0,4$  и  $r = 0,8$ . Результаты этих испытаний позволили уточнить положение верхней части приведенной выше диаграммы предельных напряжений.

Как видно из рис. 61, применение высокопрочных сталей становится оправданным во всей области однозначных переменных напряжений, начиная с пульсирующих циклов или близких к ним. Таковую переменность напряжений испытывает большинство металлоконструкций, в связи с чем использование высокопрочных сталей может оказаться целесообразным и с точки зрения выносливости.

В области знакопеременных напряжений преимущество высокопрочных сталей наиболее полно может проявиться в изделиях с тщательно обрабатываемой поверхностью, не имеющих резких концентраторов напряжений. В этом случае между прочностью и усталостью металла существует прямая зависимость. При симметричных циклах напряжений предел выносливости составляет в среднем 50% значения  $\sigma_B$  [99, 174]. С повышением предела прочности материала возрастает его чувствительность к концентрации напряжений, вследствие чего указанная зависимость существенно нарушается при испытании образцов с надрезами. В случае весьма острых надрезов или коррозированной поверхности пределы выносливости выравниваются, но при менее острых концентраторах преимущество высокопрочных сталей может сохраниться. На рис. 62, а представлены результаты испытаний плоских образцов сечением  $50 \times 5 \text{ мм}$  из сталей Ст. 3, 18ГФпс и 14ХМНДФР. Выточки создавали концентрацию напряжений  $\alpha_\sigma = 2,4$ . Хотя в данном случае преде-

лы выносливости изменяются не в таком отношении, как прочность сопоставляемых сталей, высокопрочная сталь показала заметное повышение выносливости.

Примерно такие же данные получены в работе [99] при обобщении результатов испытаний необработанных стыковых соединений.

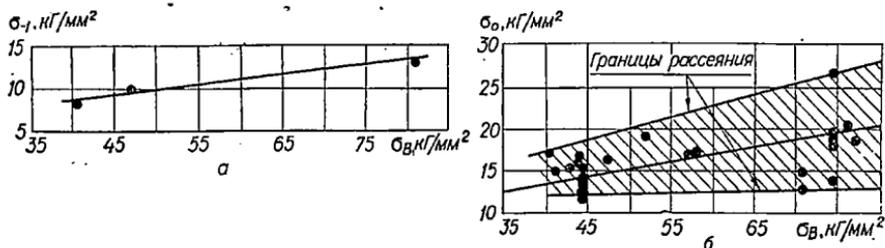


Рис. 62. Зависимость предела выносливости образцов от предела прочности стали: а — образцы с выточками; б — стыковые соединения на образцах небольшого сечения.

По мере перехода к более прочным сталям наблюдается повышение средних значений пределов выносливости. Вместе с тем усиливается рассеяние экспериментальных данных и минимальные пределы выносливости перестают зависеть от прочности (рис. 62, б).

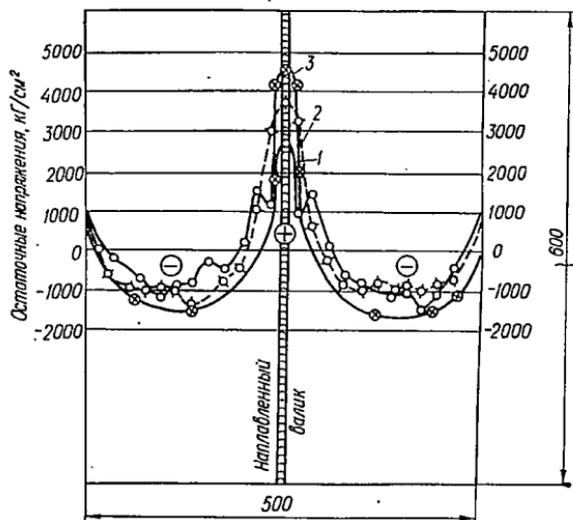


Рис. 63. Эпюры остаточных напряжений в пластинах из сталей различной прочности:

1 — сталь М16С; 2 —  
сталь 15XCHD; 3 —  
сталь 14XMHDF.

Наблюдаемое выравнивание пределов выносливости сварных соединений, очевидно, должно объясняться не только повышенной чувствительностью к концентрации напряжений более прочных сталей, но и влиянием растягивающих остаточных напряжений. Остаточные напряжения возрастают пропорционально пределу текучести основного материала. Следовательно, при прочих равных условиях, в сварных соединениях высокопрочных сталей они будут выше. На рис. 63 показаны эпюры остаточных напряжений в

пластинах  $\delta = 16$  мм различных сталей, имевших продольные наплавки. Наибольшей величины они достигали в пластине из стали 14ХМНДФР. Подобное возрастание растягивающих остаточных

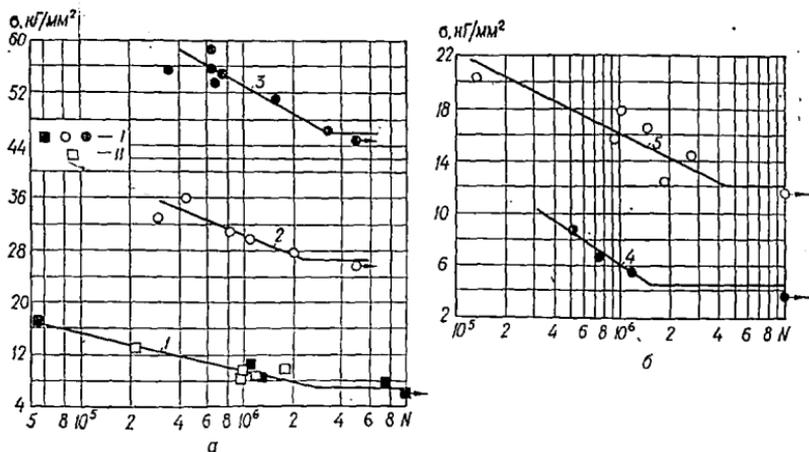


Рис. 64. Результаты испытаний стыковых соединений (а) и соединений угловыми швами в образцах с ребрами (б):

I — высокопрочная низколегированная сталь 14ХМНДФР; II — сталь 15ХГ2СМФР; 1 — 4 — симметричный цикл; 2 и 3 — асимметричный цикл соответственно при  $r = 0,5$  и  $r = 0,75$ ; 5 — асимметричный цикл,  $r = +0,3$ .

напряжений не может не сказаться на снижении выносливости сварных соединений высокопрочных сталей в рассматриваемой области переменных напряжений.

Показанная на рис. 62, б зависимость пределов выносливости необработанных стыковых соединений от прочности материала была

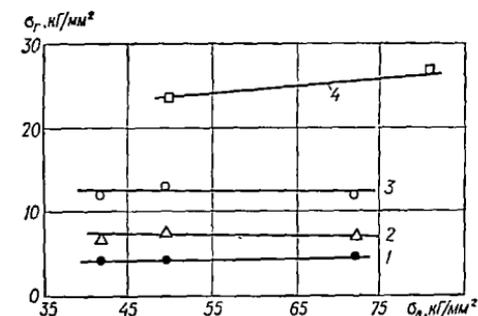


Рис. 65. Зависимость пределов выносливости стыковых соединений и соединений с угловыми швами (образцы с ребрами) от пределов прочности материала (по данным испытаний образцов с высокими растягивающими остаточными напряжениями):

1 и 2 — прикреплению ребер соответственно при  $r = -1$  и  $r = 0,3$ ; 3 и 4 — стыковые соединения соответственно при  $r = -1$  и  $r = +0,5$ .

получена, в основном, по результатам испытаний образцов небольших сечений. При переходе на крупные образцы, в которых остаточные напряжения достигают максимума (или на образцы с наведенными высокими остаточными напряжениями), наблюдается дополнительное понижение и выравнивание пределов выносливости. По данным испытаний соединений сталей 14ХМНДФР и 15ХГ2СМФР (рис. 64), а также приводившихся значений пределов выносливости соединений низколегированных и малоуглеродистых сталей, на рис. 65 представлена зависимость со-

противления усталости образцов с высокими остаточными напряжениями от прочности исходного материала. Как видно из рисунка, в исследованном диапазоне значений прочности ( $40 \leq \leq \sigma_b \leq 74 \text{ кг/мм}^2$ ) пределы выносливости соответствующих соединений остаются неизменными. Незначительное их повышение имело место только при  $r = 0,5$  в случае стыковых соединений.

Независимость сопротивлений усталости соединений от прочности основного материала и полученные при различных характеристиках цикла значения пределов выносливости позволяют

представить диаграммы сварных соединений малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей в совмещенном виде. На рис. 66 построена такая диаграмма для стыковых соединений. Аналогичный вид будут иметь диаграммы и других видов соединений, если для их построения использовать результаты испытаний образцов с предельными остаточными напряжениями. Для прикрепления ребер жесткости, например, совмещенная диаграмма может быть построена по данным, приведенным на рис. 65, а диаграммы других соединений — по значениям  $\sigma_r$ , указанным выше.

Нетрудно заметить (рис. 66), что линии предельных переменных напряжений, относящиеся к различным сталям, совпадают и каждая из этих линий является продолжением предыдущей, отражающей сопротивление усталости соединения менее прочного материала. При этом наклонная часть диаграммы практически параллельна лучу  $r = 1$ . Эти закономерности наблюдались и ранее при исследовании выносливости малоуглеродистых и низколегированных сталей.

Совмещенные диаграммы позволяют определить области рационального использования сталей различной прочности в элементах с необрабатываемыми сварными соединениями. При отрицательных и небольших положительных значениях  $r$  применение любой стали ограничивается на диаграмме одной и той же линией предельных переменных напряжений. В области 4 переменных напряжений наиболее целесообразно использовать малоуглеродистые стали.

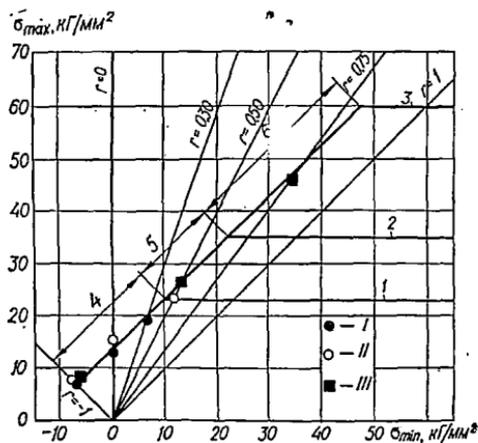


Рис. 66. Совмещенная диаграмма предельных напряжений необработанных стыковых соединений малоуглеродистых (I), низколегированных (II) и высокопрочных (III) сталей:

1, 2, 3 — предельные статические напряжения соответственно малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей; 4, 5 и 6 — области рационального использования соответственно малоуглеродистой, низколегированной и высокопрочной низколегированной сталей.

Области рационального применения низколегированных и высокопрочных сталей определяются на диаграмме точками пересечения линии предельных переменных напряжений с горизонтальными прямыми, характеризующими предельные статические напряжения для малоуглеродистых и низколегированных сталей. Выше уровня предельных статических напряжений малоуглеродистой стали лежит область 5 рационального использования низколегированных сталей, а выше предельных статических напряжений низколегированных сталей — область целесообразного применения высокопрочных сталей.

Диаграммы предельных напряжений сварных соединений уже соответствующих диаграмм исходных материалов. Поэтому в диаграммах, относящихся к сварным соединениям, пересечение указанных выше линий происходит при более высоких значениях  $r$ , чем в диаграммах исходных материалов. Вследствие этого области рационального использования низколегированных и высокопрочных сталей в сварных конструкциях заметно сужаются. Тем не менее при положительных значениях  $r$  остается определенный диапазон переменных напряжений, в котором сохраняется целесообразность применения высокопрочных сталей в элементах конструкций с прокатной поверхностью без применения каких-либо способов обработки сварных соединений.

Если в элементах имеются только стыковые соединения, то согласно диаграмме, приведенной на рис. 66, этот диапазон переменных напряжений характеризуется значениями  $r \geq 0,6$ . Поскольку основное расчетное сопротивление  $R$  ниже  $\sigma_T$ , область применения высокопрочных сталей дополнительно расширяется и начинается со значения, равного примерно 0,5. Такие переменные напряжения наиболее характерны для элементов автодорожных мостов, телевизионных мачт, некоторых резервуаров, трубопроводов и других сварных конструкций.

У нахлесточных соединений диаграммы предельных напряжений еще уже, чем у стыковых соединений. Поэтому такие соединения могут дополнительно сблизить границы рационального использования высокопрочных сталей, если не применять специальных методов обработки соединений. Полученная выше закономерность  $\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}} = 1$  позволяет предложить следующую формулу для значения  $r$ , выше которого в сварных элементах с необрабатываемыми соединениями целесообразно использовать высокопрочную сталь:

$$r \geq 1 - \frac{2(\sigma_{-1})_{\text{соед}}}{R}, \quad (11)$$

где  $R$  — основное расчетное сопротивление низколегированной стали по статической несущей способности;  $(\sigma_{-1})_{\text{соед}}$  — предел выносливости сварного соединения при симметричном цикле напряжений.

Механическая обработка стыковых швов или наведение в районе сварных соединений сжимающих остаточных напряжений суще-

ственно расширяют область рационального применения высокопрочных сталей. Как было установлено в гл. I, на шлифованных образцах стыковые соединения стали 14ХМНДФР после снятия усиления показывают такую же выносливость, как и основной металл. Стали различной прочности отличаются между собой сопротивлением усталости по всему диапазону изменения  $r$  (см. рис. 61). При этом с повышением чистоты обработки металла возрастает разница между соответствующими пределами выносливости малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей. Вследствие этого наибольший эффект от обработки сварных соединений должен наблюдаться при использовании высокопрочных сталей.

#### **4. Соединения с технологическими дефектами**

Очагами усталостных разрушений могут служить такие технологические дефекты, как трещины, непровары, несплавления, подрезы, шлаковые включения и поры. Влияние этих дефектов на сопротивление усталости соединений многократно исследовалось [66, 107—109, 119, 217, 218, 220, 224—226, 228, 248—250]. Методически опыты различных авторов отличались между собой, но неизменным оставалось исходное положение, заключающееся в том, что выносливость сварных соединений определяется только концентрацией напряжений. Поскольку дефекты создают или усиливают концентрацию напряжений, отыскивались такие сочетания в размещении дефектов и их размеры, при которых в наибольшей степени снижается выносливость соединений. При этом остаточная напряженность в районе дефекта во внимание не принималась.

В данном параграфе выносливость соединений с порами, подрезами и непроварами оценивается с учетом влияния остаточных напряжений.

**Поры.** В стыковых соединениях со снятым усилением шва различные сочетания наружных и внутренних пор или отверстий, имитирующих поры, незначительно снижают выносливость образцов, а стыки с усилением разрушаются вдали от дефектов по линии перехода шва на основной металл. Образцы с порами оказываются более долговечными, чем доброкачественные стыковые швы с неснятым усилением. Такие результаты были получены на образцах небольшого сечения с поперечными стыковыми швами [66, 119]. Вместе с тем на практике, а также при испытании сварных балок с различными концентраторами напряжений нередко наблюдаются преждевременные усталостные разрушения, очагом которых являются поры в продольных швах, расположенные вдали от напряженных сечений [2].

В длинных продольных швах растягивающие остаточные напряжения достигают наибольших значений, а пора является единственным концентратором напряжений. Такое сочетание может оказаться

более опасным, чем расположение поры в коротких поперечных швах, поскольку остаточные напряжения в них невелики. Сопоставление результатов испытаний пористых поперечных швов небольшой протяженности и пористых продольных швов подтверждает это предположение [161].

Образцы с поперечными швами (рис. 67) вырезались из пластин  $420 \times 600 \times 12$  мм (сталь М16С), имевших посредине стыковой шов. Для получения пор во флюс добавлялось масло. На различных

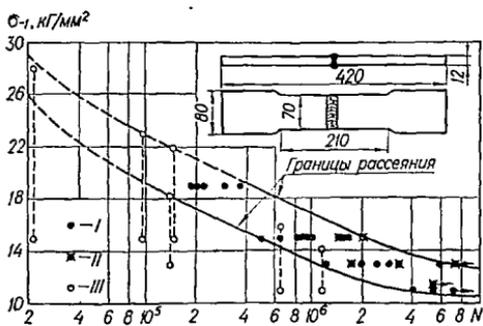


Рис. 67. Выносливость образцов с поперечными швами:

I и II — стыковые соединения соответственно с порами и без них; III — стыковые соединения, ослабленные порами (момент сопротивления шва меньше момента сопротивления основного металла).

сечении образца вдали от шва. Часть образцов пор не имела.

Все образцы, разделенные на четыре партии соответственно четырем уровням напряжений (19, 15, 13 и 11  $\text{кг/мм}^2$ ), испытывались на переменный изгиб при симметричном цикле напряжений. В каждую партию вошли по пять — тринадцать образцов с малым числом пор в шве, цепочкой, группой пор, сплошной пористостью и без видимых дефектов в швах.

В большинстве образцов усталостные разрушения начинались вдали от пор, по линии сплавления шва с основным металлом. Не являлись очагами разрушения и поры, расположенные по линии сплавления. Только в тех случаях, когда поры ослабляли шов настолько, что его сечение становилось значительно меньше сечения образца вдали от шва, разрушение происходило по ослабленному шву.

На каждом уровне напряжений разброс результатов получился значительным, но обнаружить зависимость между долговечностью соединения и степенью его пористости не удалось. Образцы, не имевшие пор, выдерживали меньшее число перемен напряжений, чем образцы, в которых были крупные поры или цепочка мелких пор. Образцы с малым числом пор оказывались менее долговечными, чем образцы с большим их количеством.

В ту же область рассеяния попадают и результаты испытания образцов, разрушившихся по шву, если расчетные напряжения

участках пористость шва была неодинаковой, что позволило после разрезки пластин получить образцы с порами, различными по размерам и их взаиморасположению.

Усиление стыкового шва не снималось. В большинстве образцов это компенсировало ослабление, вызываемое порами, как по площади сечения, так и по моменту сопротивления. В некоторых образцах ослабленное порами сечение было меньше, чем

относить к ослабленному сечению (на рис. 67 долговечность таких образцов отмечена двумя светлыми точками, соединенными штриховой линией. Нижняя точка соответствует номинальному напряжению в образце, замеренному вдали от шва, а верхняя точка — напряжению, вычисленному в крайних волокнах шва образца, ослабленного порами).

Таким образом, и в этих опытах поры не снижали долговечности образцов со стыковыми швами небольшой протяженности.

Иные результаты наблюдались при испытании образцов с продольными наплавками (рис. 68). Испытывалось четыре серии образцов. Образцы *I* не имели видимых дефектов в продольных швах. В образцах *II* поры в швах были образованы при сварке таким же способом, как и в поперечных стыках. Удалось получить швы с единичными порами, группами и цепочкой пор, а также с внутренними порами. В образцах *III* дополнительно к порам в продольных наплавках высверливались отверстия такого же размера, как и поры. В образцах *IV* пор не было, а имелись только высверленные отверстия. Все образцы с продольными наплавками испытывались при симметричном цикле напряжений по той же методике, что и предыдущие образцы с поперечными швами, но, поскольку поры в данном случае располагались в наиболее напряженных волокнах образца, номинальные напряжения измерялись не на поверхности основного металла, а на крайних волокнах продольных наплавков.

Обращает на себя внимание тот факт, что очагами усталостного разрушения являлись поры. Даже в тех случаях, когда образцы имели и поры, и высверленные отверстия, разрушение всегда происходило по порам. В образцах с внутренними порами и порами, выходящими наружу, разрушение начиналось от внутренних пор, несмотря на то что номинальные напряжения в районе внутренних пор были ниже, чем на поверхности валика. Вероятно, вокруг внутренней поры создается более сложное напряженное состояние [238]. Не исключено также, что остаточные напряжения вокруг внутренних пор выше, чем у наружных.

У образцов с продольными швами также наблюдается значительное рассеяние результатов испытаний. На рис. 68 в заштрихованную область рассеяния попадают все точки, относящиеся к образцам *II* и *III*. Линия выносливости у образцов *IV* имеет перелом

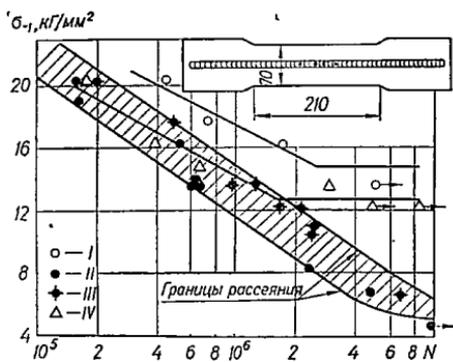


Рис. 68. Выносливость образцов с продольными наплавками:

*I* — образцы без дефектов; *II* — образцы с порами; *III* — образцы с порами и высверленными отверстиями; *IV* — образцы с отверстиями.

значительно выше, чем у образцов с порами, и располагается более полого. Наблюдается такая же картина, как и в опытах по выяснению влияния остаточных напряжений: чем ниже рабочие напряжения, тем сильнее сказывается влияние остаточных напряжений. Выше остальных располагается линия выносливости образцов без видимых дефектов в продольных швах. Пределы выносливости образцов без пор и образцов с порами существенно отличаются.

На рис. 69 сопоставлены результаты испытаний образцов с порами в поперечных швах с небольшими остаточными напряжениями

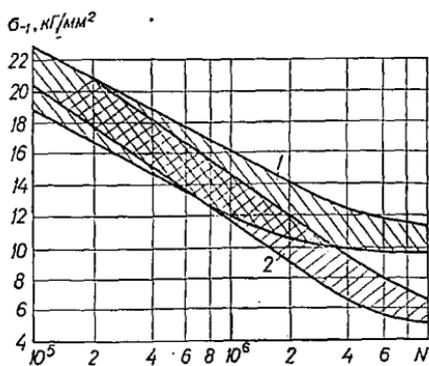


Рис. 69. Выносливость образцов с пористыми поперечными швами небольшой протяженности (1) и с пористыми продольными швами (2).

на только за счет неодинаковой остаточной напряженности образцов с продольными и поперечными швами.

Образцы с поперечными швами имели небольшое сечение ( $70 \times 12$  мм) и вырезались из общей заготовки. Поэтому величина остаточных напряжений в них была незначительной. На практике в стыках большой протяженности поперечные остаточные напряжения на отдельных участках шва могут достигать значений предела текучести металла. Если на этих участках возникнут поры, то каждая из них может стать очагом усталостного разрушения и, как это следует из последующих опытов, выносливость соединений с поперечными и продольными пористыми швами в этом случае снижается в одинаковой степени.

Испытывались три вида образцов с высокими остаточными напряжениями (рис. 70). Образцы изготовлялись из стали 09Г2С ( $\sigma_T = 32 \div 39$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 52 \div 56$  кг/мм<sup>2</sup>) и сваривались проволокой Св-08ГА под флюсом АН-348. Угловые швы выполнялись в определенной последовательности: после сварки первых трех швов образец остывал до комнатной температуры, затем выполнялся последний шов с порами. С целью уменьшения деформаций образцы сваривались в кондукторе.

Для образования пор во флюс добавлялись ржавчина и масло. Из большого числа образцов каждого вида для испытаний с помощью рентгенографирования отбирались только те, в которых внутренние поры располагались на участках с высокими остаточными напряжениями (посредине шва в образцах с продольными стыковыми и угловыми швами и вблизи кромок, а также посредине шва — в образцах с поперечными стыками). Диаметр внутренних пор в стыковых швах не превышал 2 мм; в угловых швах размер внутренних и наружных пор изменялся от 0,5 до 3,5 мм. Количество их было различным — от одной до четырнадцати пор в каждом образце.

Испытания проводились при пульсирующих циклах напряже-

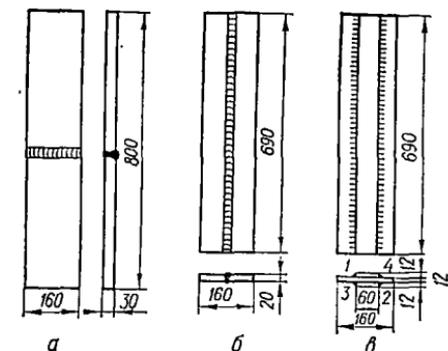


Рис. 70. Образцы с высокими остаточными напряжениями: а — поперечные стыковые швы; б — продольные стыковые швы; в — продольные угловые швы.

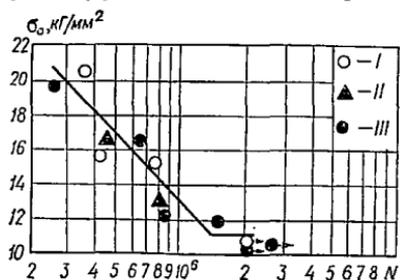


Рис. 71. Выносливость соединений с порами на участках шва с высокими растягивающими остаточными напряжениями:

I — поперечные стыковые швы; II — продольные стыковые швы; III — продольные угловые швы.

ний на машине ЦДМ-200пу. Во всех образцах трещины усталости зарождались только от внутренних пор. Испытания прекращались после выхода трещин на поверхность шва, в связи с чем их глубина иногда несколько превышала 3—4 мм. Как видно из рис. 71, выносливость испытанных соединений с пористыми швами не зависит от вида образца. Предел выносливости швов с порами в зонах высоких растягивающих остаточных напряжений одинаков и равен  $11,0 \text{ кг/мм}^2$ . Это значение  $\sigma_0 = 11,0 \text{ кг/мм}^2$  наряду с ранее полученным пределом выносливости пористого шва при симметричном цикле напряжений  $\sigma_{-1} = 5,0 \text{ кг/мм}^2$  можно использовать для оценки допустимости пор в тех или иных соединениях. Бездефектные стыковые соединения и крепления в стык имеют более высокие пределы выносливости. Отсюда следует, что в указанных соединениях поры не должны допускаться на участках высоких растягивающих остаточных напряжений, поскольку от них могут начаться усталостные разрушения.

Пределы выносливости нахлесточных соединений обычно ниже  $11,0 \text{ кг/мм}^2$  при пульсирующем цикле и ниже  $5,0 \text{ кг/мм}^2$  при симметричном цикле напряжений. В таких соединениях поры не могут стать очагами разрушения. Трещины усталости в них прежде все-

го зарождаются по линии перехода шва на основной металл. В общем виде это может быть выражено диаграммой предельных напряжений: Пределы выносливости  $\sigma_{-1} = 5,0$  и  $\sigma_0 = 11,0$   $\text{кг/мм}^2$  позволяют построить диаграмму предельных напряжений пористого шва. Сопоставляя ее с диаграммой предельных напряжений бездефектных соединений, можно заключить, что для тех соединений, диаграммы которых располагаются выше линии выносливости пористого шва, поры опасны (на участках высоких растягивающих остаточных напряжений), а для соединений, диаграммы которых находятся ниже этой линии, — поры не опасны, они не снижают долговечности соединения. Представляется, что такой подход к оценке выносливости пористых соединений и их допустимости в сварных конструкциях наиболее обоснован.

Большинством технических условий нормируется лишь допустимое количество пор на 1 *пог. м* шва или на 1  $\text{см}^2$  шва при определенных размерах дефектов и расстояниях между ними. Только Правила приемки стальных конструкций мостов связывают допуски по технологическим дефектам с категориями сварных соединений и отдельными участками швов [147]. Однако и в этих нормах классификация соединений проведена без учета влияния остаточных напряжений. Поэтому в высшую категорию попали соединения, в которых поры не могут стать первопричиной усталостных разрушений (например, концевые участки нахлесточных соединений), а в низшую — соединительные стыковые и угловые швы, в которых присутствие пор наиболее опасно.

Снижение требований, касающихся пористости нахлесточных соединений, не означает, что пористость можно не регламентировать. И для этих соединений необходимо сохранить определенные допуски по порам, но для нормирования их количества должны служить не критерии долговечности соединения, а технологические критерии, выражающие возможность качественного выполнения шва. В то же время требования к качеству соединительных стыковых и угловых швов, а также отдельных участков поперечных стыковых соединений, элементов, испытывающих значительные переменные напряжения, должны быть повышены, исходя из необходимости исключения преждевременных усталостных разрушений.

**Подрезы.** Подрезы являются более резкими концентраторами напряжений, чем поры. С возрастанием глубины подреза выносливость соединения падает. По данным работы [119], пределы выносливости шлифованных образцов сечением  $13 \times 35$  *мм* со стыками, имеющими подрезы, и таких же образцов с доброкачественными швами, не подвергавшихся механической обработке, отличаются на 1—1,5  $\text{кг/мм}^2$  при подрезе глубиной 0,5 *мм* и на 4  $\text{кг/мм}^2$  при подрезе глубиной 1 *мм*.

Сопоставляя результаты ряда подобных испытаний, можно было бы установить зависимость пределов выносливости соединений от глубины подрезов. Но поскольку большинство исследований выполнялось на малых образцах, без учета влияния остаточных

напряжений, эта зависимость не всегда отвечала бы реальным условиям. Возникла необходимость в постановке дополнительных опытов, позволяющих оценить выносливость швов с подрезами в зонах высоких растягивающих остаточных напряжений.

Таблица 26. Долговечность стыковых соединений с подрезами

Номер образца	Расположение подреза	Глубина подреза, мм	Остаточное напряжение на участке расположения подреза, кг/см <sup>2</sup>	Переменные напряжения, кг/мм <sup>2</sup>	Число выдержанных циклов, тыс	Источник зарождения трещины усталости
Толщина образцов 20 мм						
1	Подрезов нет	0	—	21,0	200	По линии сплавления шва и основного металла
2	» »	0	—	20,7	250	То же
3	» »	0	—	19,8	600	» »
4	У края шва	1,0	1000	17,1	169	Подрез
5	В середине шва	1,4	1000	16,8	256	»
6	У края и в середине шва	1,5	1000	15,6	422	Начало первой трещины — подрез у края шва, второй — подрез в середине шва
7	В середине шва	1,2	1000	13,7	701	Подрез
8	У края шва	1,0	1000	11,5	1905	Трещин нет
9	» » »	2,5	1000	13,2	294	Подрез
Толщина образцов 30 мм						
10	В середине шва	2,0	1000	13,5	778	»
11	» » »	2,5	1000	11,5	892	»
12	» » »	3,3	1000	11,4	1249	»
13	У края шва	3,5	1500—2000	15,6	59	»
14	» » »	2,1	1500—2000	13,8	309	»
15	» » »	3,0	1500—2000	12,1	363	»
16	» » »	3,5	1500—2000	10,1	444	»
17	» » »	1,9	1500—2000	9,9	838	»
18	» » »	2,0	1500—2000	8,5	2120	Трещин нет

Некоторая работа в этом направлении была проделана на образцах сечениями 160 × 30 и 160 × 20 мм из стали 09Г2С. Каждый образец сваривался отдельно. Поперечный стыковой шов посредине образца выполнялся механизированной сваркой проволокой Св-08ГА под флюсом АН-348А. Концы шва выводились на планки, которые затем срезались. В последнюю очередь строгались кромки.

Чтобы знать характер остаточной напряженности в местах расположения подрезов, дополнительно к ранее полученным эпюрам остаточных напряжений (см. рис. 31) определялись остаточные напряжения в одном из образцов толщиной 20 мм. Измерения выполнялись датчиками сопротивления с базой 5 мм. Было установлено,

что растягивающие напряжения не превышают  $1000\text{--}1200 \text{ кг/см}^2$  по концам шва и  $400 \text{ кг/см}^2$  — в средней его части. В образцах толщиной  $30 \text{ мм}$  растягивающие остаточные напряжения выше. У концов шва их величина равна  $1600\text{--}2000 \text{ кг/см}^2$ .

Подрезы создавались путем предварительного оплавления отдельных участков кромок разделки. Глубина подрезов изменялась от  $1,0$  до  $3,5 \text{ мм}$ . Располагались они в различных зонах остаточной напряженности шва (табл. 26). По дефектности и величине остаточных напряжений в местах подрезов все образцы можно разбить на четыре группы: группа I — стыковые соединения без подрезов; группа II — образцы с подрезами глубиной  $1\text{--}1,5 \text{ мм}$  на участках шва с остаточной напряженностью ниже  $1000 \text{ кг/см}^2$ ; группа III — образцы с подрезами глубиной  $2,0\text{--}3,5 \text{ мм}$  на тех же участках, что и образцы группы II; группа IV — образцы с подрезами глубиной  $2\text{--}3,5 \text{ мм}$  на участках шва с остаточной напряженностью  $1500\text{--}2000 \text{ кг/см}^2$ .

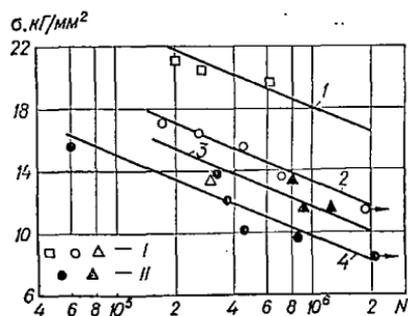


Рис. 72. Выносливость образцов с подрезами:

1 — стыковые швы без дефектов; 2 — образцы с подрезами глубиной  $1\text{--}1,5 \text{ мм}$  (остаточные напряжения ниже  $10 \text{ кг/мм}^2$ ); 3 — образцы с подрезами глубиной  $2\text{--}3,5 \text{ мм}$  (остаточные напряжения ниже  $10 \text{ кг/мм}^2$ ); 4 — образцы с подрезами глубиной  $2\text{--}3,5 \text{ мм}$  (остаточные напряжения  $15\text{--}20 \text{ кг/мм}^2$ ); I — образцы толщиной  $20 \text{ мм}$ ; II — образцы толщиной  $30 \text{ мм}$ .

Образцы испытывались пульсирующей осевой нагрузкой на машине ЦДМ-200пу. Результаты испытаний образцов каждой группы оказались достаточно четкими, несмотря на различия в размерах и расположении дефектов (табл. 26 и рис. 72). Как видно из рисунка, выносливость швов с подрезами может быть весьма низкой.

Она зависит как от глубины подреза, так и от величины остаточных напряжений в месте его расположения. При этом эффект того и другого фактора примерно одинаков. Увеличение глубины подреза в два раза снижает на  $15\%$  предел выносливости. Примерно такое же падение предела выносливости (на  $18\%$ ) наблюдается и в результате увеличения растягивающих остаточных напряжений от  $500\text{--}1000$  до  $1500\text{--}2000 \text{ кг/см}^2$ . Однако следует учитывать, что изменение предела выносливости от  $16,5$  до  $11,8 \text{ кг/мм}^2$  происходит не только вследствие усиления концентрации напряжений, но и под влиянием растягивающих остаточных напряжений, равных  $500\text{--}1000 \text{ кг/см}^2$ , а суммарное влияние обоих факторов снизило предел выносливости от  $16,5$  до  $8,2 \text{ кг/мм}^2$ , т. е. на  $50\%$ .

Для построения диаграмм предельных напряжений швов с подрезами помимо полученных значений пределов выносливости, характеризующих пульсирующий цикл напряжений, необходимо знать пределы выносливости при других коэффициентах несимметрии цикла. Однако в первом приближении для построения диа-

грамм можно воспользоваться параллельностью линий пределов выносливости доброкачественных и дефектных соединений и ограничиться только полученным значением. При этом пределы выносливости доброкачественных стыковых соединений стали 09Г2С можно принять по данным более полных испытаний, выполненных ранее:  $\sigma_{-1} = 7,8 \text{ кг/мм}^2$  и  $\sigma_0 = 15,8 \text{ кг/мм}^2$  (см. гл. III). Построенные таким образом диаграммы предельных напряжений стыковых соединений с подрезами показаны на рис. 73.

Согласно диаграммам, пределы выносливости дефектных соединений при симметричном цикле могут принимать значения от 6,0 до 4,0  $\text{кг/мм}^2$  в зависимости от глубины подреза и уровня остаточной напряженности.

Для проверки достоверности наиболее низкого значения предела выносливости были поставлены дополнительные опыты. При симметричном цикле напряжений испытывались на изгиб образцы сечением  $80 \times 12 \text{ мм}$  с подрезами глубиной 2—3 мм. Чтобы создать высокие растягивающие остаточные напряжения в районе подреза, на образцы наплавлялись продольные валики. Предел выносливости  $\sigma_{-1}$  стыковых соединений с глубокими подрезами и высокими остаточными напряжениями действительно оказался равным  $4 \text{ кг/мм}^2$ . При этом еще раз подтверждена возможность построения диаграммы  $\sigma_{\min}$ ,  $\sigma_{\max}$  дефектных соединений по одному из значений  $\sigma_r$ .

Если принять основное расчетное сопротивление для низколегированных сталей  $27 \text{ кг/мм}^2$ , а для малоуглеродистых сталей  $19 \text{ кг/мм}^2$ , то, как следует из рис. 73, снижать расчетное сопротивление по условиям усталости для необработанных стыковых соединений следует с  $r = 0,1$  — в случае малоуглеродистых сталей и с  $r = 0,4$  — для низколегированных сталей. Из этих же значений целесообразно исходить и при оценке допустимости подрезов в лобовых швах.

Правилами изготовления металлоконструкций пролетных стропильных мостов подрезы поперек усилия без исправления не допускаются [147]. Менее жесткие требования в части подрезов указываются

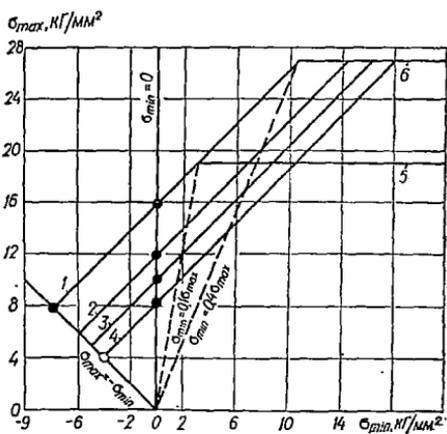


Рис. 73. Диаграмма предельных напряжений стыковых соединений бездефектных и с подрезами:

1 — подрезов нет (сталь 09Г2С); 2 — подрезы глубиной до 1,5 мм на участках шва с остаточными напряжениями до  $10 \text{ кг/мм}^2$ ; 3 — подрезы глубиной до 3,5 мм на участках шва с остаточными напряжениями до  $10 \text{ кг/мм}^2$ ; 4 — подрезы глубиной до 3,5 мм на участках шва с остаточными напряжениями  $15$ — $20 \text{ кг/мм}^2$ ; 5 — основное расчетное сопротивление малоуглеродистых сталей; 6 — основное расчетное сопротивление низколегированных сталей.

в общестроительных правилах изготовления стальных конструкций. Нормы допускают подрезы глубиной до 1 мм при толщине стали свыше 10 мм. Если исходить из полученных данных, то это требование можно сохранить для элементов и соединений малоуглеродистых сталей, испытывающих переменные напряжения с характеристикой цикла  $r > 0,1$ , и для элементов и соединений низколегированных сталей с характеристикой цикла  $r > 0,4$ . При меньших значениях  $r$  подрезы не допустимы, особенно на участках шва с высокими остаточными напряжениями.

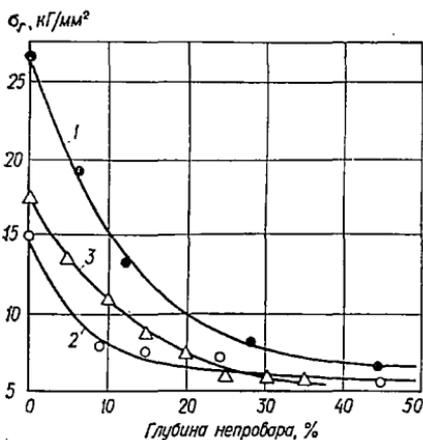


Рис. 74. Зависимость пределов выносливости от глубины непровара:

1 — непровар в X-образных швах на пластинах стали Ст. 3.  $\delta = 18$  мм, испытания на растяжение при  $r = +0,2$ ; 2 — непровар в корне стыкового шва образцов из стали Ст. 3, испытания на изгиб при симметричном цикле; 3 — непровар в швах стали 30ХГСА.

выносливости под влиянием непроваров. Обобщение зарубежных данных о выносливости таких соединений, сделанное Харрисоном [226], позволило установить, что рассеяние может достигать двух порядков числа циклов. Обработке подвергались результаты испытаний 350 образцов, толщина которых изменялась от 1 до 26 мм, а глубина непровара от 0,7 до 14 мм. Причины столь значительного рассеяния результатов подробно не выяснялись. Основное предположение сводилось к тому, что наблюдаемая нестабильность, вероятнее всего, связана с различной остротой непроваров.

В последнее время к оценкам выносливости стыков с непроварами привлекаются критерии механики разрушения. При этом исходят из того, что долговечность соединения может быть определена расчетным путем, если известен размер дефекта, толщина материала и величина рабочих напряжений [201, 226]. Здесь также сохраняется традиционный подход — дефекты понижают сопротивление усталости только под влиянием концентрации напряжений.

**Непровары.** Даже небольшие непровары вызывают резкое снижение выносливости стыковых соединений. Исследования, выполненные в МВТУ им. Баумана [107—109], показали, что непровары, составляющие 10% толщины сечения, могут снижать предел выносливости стыка наполовину, а при глубоких непроварах, занимающих 40—50% толщины сечения, пределы выносливости составляют только 6—7 кг/мм<sup>2</sup> при различных характеристиках цикла (рис. 74).

В других исследованиях наблюдалось как большее, так и меньшее падение вы-

Надо полагать, что в свете наблюдаемого рассеяния данных причины, вызывающие падение выносливости стыков с непроварами, должны быть изучены более полно. Так же, как и при других дефектах, важно оценить не только роль геометрических факторов, но и влияние поля остаточных напряжений, в котором располагается непровар.

По данным испытаний ИЭС им. Е. О. Патона, на рис. 75 представлены кривые усталости стыков с непроварами различной протяженности и глубины. Влияние этих факторов изучалось на об-

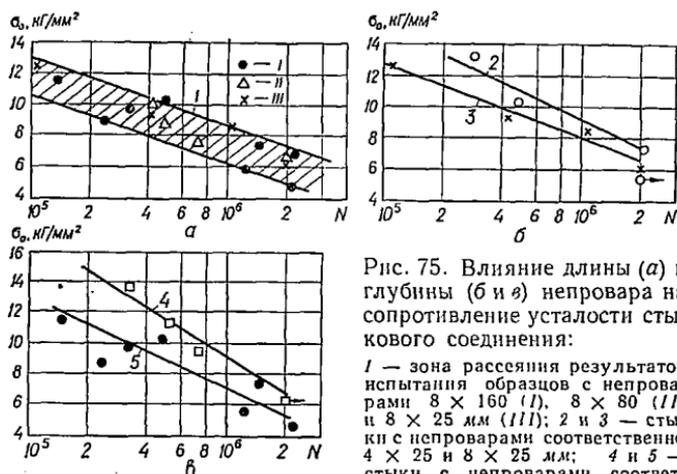


Рис. 75. Влияние длины (а) и глубины (б) непровара на сопротивление усталости стыкового соединения:

1 — зона рассеяния результатов испытания образцов с непроварами  $8 \times 160$  (I),  $8 \times 80$  (II) и  $8 \times 25$  мм (III); 2 и 3 — стыки с непроварами соответственно  $4 \times 25$  и  $8 \times 25$  мм; 4 и 5 — стыки с непроварами соответственно  $2 \times 160$  и  $8 \times 160$  мм.

разцах сечением  $26 \times 160$  мм из стали 09Г2С ( $\sigma_t = 35 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_b = 54 \text{ кг/мм}^2$ ) со стыковыми швами, выполненными вручную электродами с основным покрытием. Непровары располагались посередине высоты стыкового шва и имели в образцах различных серий размеры  $4 \times 25$ ,  $8 \times 25$ ,  $8 \times 80$ ,  $8 \times 160$  и  $2 \times 160$  мм. Непровары длиной менее ширины образца размещались в средней части шва.

Опыты проводились при осевом нагружении и пульсирующем цикле напряжений. Испытания заканчивались после выхода усталостной трещины на поверхность образца. При таком критерии завершения испытаний трещины усталости в образцах различных серий занимали неодинаковую площадь шва. В стыках, имевших высоту непровара  $8$  мм и протяженность дефекта  $160$ ,  $80$  и  $25$  мм, площади шва, занятые трещиной, составляли соответственно  $2000$ ,  $1000$  и  $300 \text{ мм}^2$  с некоторыми отклонениями в отдельных образцах. Тем не менее результаты испытаний образцов этих серий были примерно одинаковыми и размещались в одной и той же области рассеяния (рис. 75, а). Отсюда можно сделать вывод, что длина дефекта не оказывает существенного влияния на долговечность стыкового соединения.

Согласно линейной механике разрушения, изменение глубины непровара должно сказываться в большей степени, чем изменение его длины [124, 226]. Сопоставление результатов испытания образцов с дефектами  $4 \times 25$  и  $8 \times 25$  мм (рис. 75, в), а также  $2 \times 160$  и  $8 \times 160$  мм (рис. 75, б) подтверждает это положение. В то же время необходимо отметить, что с понижением рабочих напряжений влияние глубины непровара заметно уменьшается и в области больших значений  $N$  этим влиянием также можно пренебречь.

Причину выравнивания пределов выносливости следует искать в проявлении действия остаточных напряжений. При отсутствии

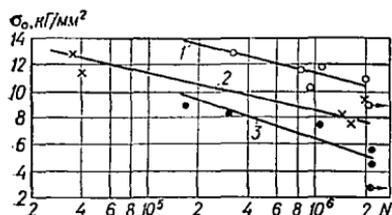


Рис. 76. Результаты испытаний образцов с непроварами, расположенными в различных зонах остаточной напряженности стыкового шва:

1 — непровар в зоне сжимающих остаточных напряжений 8—11 кг/мм<sup>2</sup>; 2 и 3 — непровары в зоне растягивающих остаточных напряжений соответственно 1—5 и 16 кг/мм<sup>2</sup>.

остаточных напряжений в образцах кривые усталости 2 и 4 (рис. 75) располагались бы параллельно кривым 3 и 5, но, поскольку образцы в месте дефекта имели высокие остаточные напряжения (примерно одинаковой величины), их влияние при низких рабочих напряжениях становилось доминирующим, что и определило сходимость соответствующих кривых усталости в области больших значений  $N$ . В то же время аналогичные образцы с различной остаточной напряженностью в месте дефекта могли бы показать и другие соотношения долговечностей и пределов выносливости. Именно в этом надо искать основную причину чрезмерного рассеяния результатов испытаний, о котором упоминалось выше. В последующих опытах испытывались такие же образцы с непроварами  $5 \times 40$  и  $6 \times 60$  мм, которые располагались в зоне высоких растягивающих (равных примерно 16 кг/мм<sup>2</sup>), сжимающих (8—11 кг/мм<sup>2</sup>) и низких растягивающих (1—5 кг/мм<sup>2</sup>) остаточных напряжений. Результаты оказались различными [268]. Наибольшую выносливость имели стыки с непроварами на участках сжимающих остаточных напряже-

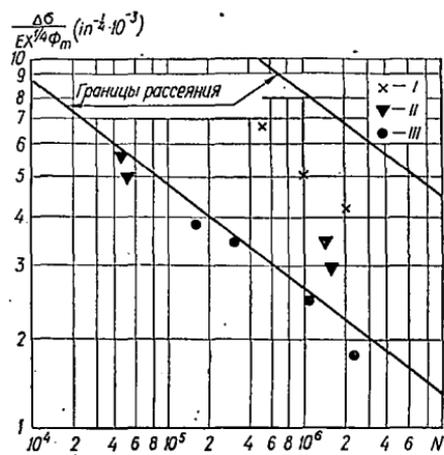


Рис. 77. Зона рассеяния результатов усталостных испытаний стыков с непроварами по данным [226] и вновь полученные результаты, относящиеся к образцам с известными остаточными напряжениями:

I — непровар в поле сжимающих остаточных напряжений 8—11 кг/мм<sup>2</sup>; II и III — непровары в поле растягивающих остаточных напряжений соответственно 1—5 и 16 кг/мм<sup>2</sup>.

ний. Предел выносливости этих образцов на базе 2 млн. циклов составил  $10,8 \text{ кг/мм}^2$ . Наиболее низкая долговечность была у образцов, в которых участок с непроваром в средней части шва заваривался в последнюю очередь, что вызывало самые высокие растягивающие остаточные напряжения в месте дефекта. Предел выносливости таких образцов составлял только  $5,2 \text{ кг/мм}^2$ . Промежуточную выносливость имели образцы с растягивающими остаточными напряжениями меньшей величины (рис. 76).

Если эти результаты нанести на обобщенный график (рис. 77), приведенный в работе [226], то можно убедиться, что полученное рассеяние в основном связано с остаточной напряженностью. При этом можно предположить, что в случае более высоких сжимающих остаточных напряжений в зоне дефекта долговечность стыкового соединения еще больше приблизится к верхней границе рассеяния, а при растягивающих остаточных напряжениях свыше  $16 \text{ кг/мм}^2$  — она еще не достигнет нижней границы рассеяния, показанной на рис. 77.

В этой связи требуют уточнения и те предложения, которые связаны с использованием критериев механики разрушения для оценки выносливости дефектных соединений. Исходя из зависимости, связывающей скорость роста усталостной трещины  $\frac{da}{dN}$  и размах вязкости разрушения  $\Delta K$ ,

$$\frac{da}{dN} = B(\Delta K)^4 = B(\Delta\sigma)^4 \left(2t \operatorname{tg} \frac{\pi\alpha}{2t}\right)^2, \quad (12)$$

в работе [226] было получено следующее уравнение кривой усталости применительно к стыковому соединению с непроваром в центре шва:

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{\Phi_m E x^{1/4}}\right)^4 N = \frac{1}{\pi C}, \quad (13)$$

где  $\Delta\sigma$  — размах напряжений;  $x$  — параметр, зависящий от геометрии дефекта,

$$x = \frac{1}{2t} \left[ \operatorname{ctg} \frac{\pi a_1}{2t} - \operatorname{ctg} \frac{\pi a_{\text{тр}}}{2t} - \frac{\pi}{2t} (a_{\text{тр}} - a_1) \right]; \quad (14)$$

$2t$  — толщина образца;  $2a_1$  — размер непровара в направлении толщины образца;  $2a_{\text{тр}}$  — размер критической трещины;  $N$  — число циклов до разрушения или до заданного размера усталостной трещины;  $B$  и  $C$  — постоянные ( $C = BE^4$ );  $\Phi$  — коэффициент, зависящий от соотношения протяженности и глубины непровара;  $E$  — модуль упругости.

Формула (13) не учитывает влияния остаточных напряжений. При определении расчетной долговечности ее автор рекомендует принимать значение  $C$  равным  $8 \cdot 10^7$ , что соответствует положению нижней границы рассеяния данных, приведенных на рис. 77. Поскольку рассеяние предопределяется и остаточной напряженностью

в месте дефекта, то в общем случае формула должна включать выражение, отражающее скорость развития трещины в зависимости от величины и знака остаточных напряжений. Однако при использовании приведенной выше зависимости для расчетного определения  $N$ , учесть влияние остаточной напряженности в первом приближении можно путем изменения значения  $C$ . При высоких растягивающих остаточных напряжениях  $C$  может приниматься

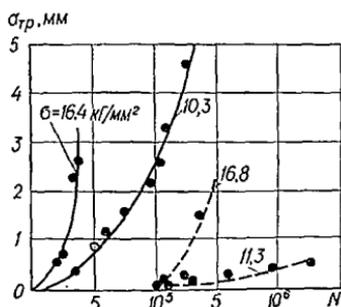


Рис. 78. График скорости распространения усталостной трещины.

равным  $1,3 \cdot 10^8$ , а при высоких сжимающих остаточных напряжениях —  $6 \cdot 10^5$ .

Предлагаемый расчетный метод оценки долговечности стыков с непроварами не лишен и других существенных недостатков. Как показывают замеры [269], скорость развития трещины существенно зависит от остаточной напряженности образца (рис. 78). На участках с растягивающими остаточными напряжениями (сплошная кривая) трещина усталости развивается быстрее, чем на участках со сжимающими остаточными напряжениями (штриховая кривая). С понижением уровня переменных напряжений эта разница возрастает. Неодинаково протекает и образование видимой трещины. Если в образцах с растягивающими остаточными напряжениями инкубационного периода практически нет, то в образцах со сжимающими остаточными напряжениями он соизмерим с периодом развития трещины, что ставит под сомнение правомерность использования предлагаемой формулы для определения долговечности изделия с дефектами на участках сжимающих остаточных напряжений. И наконец, применительно к рассматриваемым конструкциям более обоснованно исходить из стадии начального образования усталостной трещины (см. гл. II), а не из стадии ее развития, на чем базируется предлагаемый расчетный метод оценки. Все это не позволяет рекомендовать данный метод для широкого использования на практике.

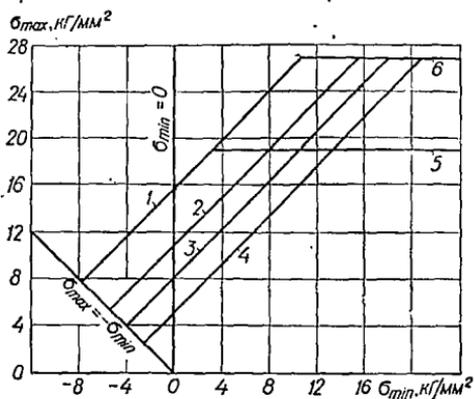


Рис. 19. Диаграммы предельных напряжений сварных соединений в зонах высоких растягивающих остаточных напряжений:

- 1 — дефектов нет (стыковой шов стали 09Г2С);
- 2 — поры в стыковых или угловых швах;
- 3 — подрезы стыковых швов глубиной 2—3,5 мм;
- 4 — непровары;
- 5 и 6 — основные расчетные сопротивления соответственно малоуглеродистых и низколегированных сталей.

Более обоснованно допустимость дефектов в сварных соединениях оценивать по диаграммам предельных напряжений. На рис. 79 приведена такая диаграмма для стыка с непроваром, расположенным на участке высоких растягивающих остаточных напряжений. Для сопоставления там же нанесены диаграммы пористых швов и соединений с подрезами для случаев расположения этих дефектов также в зонах высоких растягивающих остаточных напряжений. Как и следовало ожидать, наиболее низкой выносливостью обладают стыки с непроварами. По сравнению со стыками без дефектов пределы выносливости стыков с непроварами понижаются в три раза. При симметричном цикле напряжений предел выносливости равен только  $2,5 \text{ кг/мм}^2$ . Поэтому непровары не должны допускаться в элементах и соединениях, испытывающих переменные напряжения. В то же время общестроительные нормы допускают непровары до  $2 \text{ мм}$ . Очевидно, и здесь должна быть сделана оговорка в отношении элементов, испытывающих переменное нагружение.

## МЕРЫ, ПОВЫШАЮЩИЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ УСТАЛОСТНЫМ РАЗРУШЕНИЯМ

Сварные соединения металлоконструкций не требуют упрочнения, если испытываемые ими переменные стационарные или эквивалентные напряжения ниже соответствующих пределов выносливости. Однако, поскольку пределы выносливости необработанных стыковых соединений могут составлять только половину, а нахлесточных соединений  $\frac{1}{4}$  —  $\frac{1}{6}$  пределов выносливости основного металла, в ряде случаев возникает необходимость в использовании мер, повышающих сопротивление усталости.

До недавнего времени основное внимание уделялось изучению концентрации напряжений, создаваемой формой соединения или дефектностью швов. Отсюда и меры повышения выносливости были основаны главным образом на снижении концентрации напряжений. Успехи в применении искусственно образуемых остаточных напряжений для увеличения долговечностей деталей машин способствовали опробованию созданных в машиностроении способов обработки для повышения выносливости сварных соединений в таких металлоконструкциях, как пролетные строения мостов, краны, железнодорожный подвижной состав, подкрановые балки, экскаваторы и строительно-дорожные машины.

Способы обработки, основанные на использовании благоприятных сжимающих остаточных напряжений, не нашли еще широкого применения в перечисленных сварных конструкциях. Тем не менее проведенные исследования и опытные проверки позволяют оценить их эффективность и высказать определенные суждения о целесообразных областях их использования.

Ниже рассматриваются способы обработки, основанные на снижении концентрации напряжений, изменении остаточной напряженности и применении покрытий.

### 1. Снижение концентрации напряжений

Концентрация напряжений, вызываемая формой соединения, в ряде случаев может быть снижена путем создания плавных переходов на основной металл, полного провара сечения, обварки

Таблица 27. Выносливость соединений после механической обработки швов

Литературный источник	Соединения	Сталь	Коэффициент асимметрии цикла	Повышение пределов выносливости соединения после обработки, %	Отношение пределов выносливости обработанного соединения и основного металла	Примечание
[50]	Стыковые	M16С	0,14	20	0,84—0,94	Основной металл с прокатной поверхностью Электрошлаковая сварка Соединение и основной металл обрабатывались шлифованием Швы с резким переходом
[86]		22К	—1,0	65	0,87	
[36]		Ст. 3	—1,0	60	1,0	
[134]		15ХСНД	0,06	80	0,97	
[73]		15ХСНД	0,2	42	0,96	
[4]	Лобовыми швами	14ХМДФР	—1,0	87	—	Средние значения ряда испытаний
[99]		A7 и др.	0	22	0,90	
Данные автора		10Г2С1 термически упрочненная	0	96	1,0	
[127]	Фланговыми швами	Ст. 3	—1,0	22	—	Испытывались пересечения сварных балок Катеты лобового шва 1 : 2
[50]		M16С	0,14	4	0,50	
[36]		10ХСНД	0,0	20—25	45	
[52]		M16С	0,14	8	0,38—0,42	
[126]	Прикрепленные фасонки в стык	St-37	0,2	0—30	0,55	

элементов по контуру, а также устройства различного рода скосов и выкружек. Для уменьшения напряжений в местах концентрации иногда прибегают к удлинению швов, устройству деконцентраторов и постановке компенсаторов напряжений.

Плавность перехода к основному металлу чаще всего достигается механической обработкой швов. На практике такой вид обработки нашел широкое распространение и обычно выполняется абразивными кругами либо фрезами. При этом следы обработки должны располагаться вдоль действующих напряжений.

Наибольший эффект получается от зачистки стыковых швов. Снятие усиления шва заподлицо с основным металлом устраняет

концентрацию напряжений и повышает качество поверхностного слоя. Пределы выносливости стыковых соединений после механической обработки резко возрастают и практически достигают уровня пределов выносливости основного материала (табл. 27). То же наблюдается и у стыковых соединений термически упрочненных сталей, несмотря на то что они могут иметь околошовные участки с пониженными механическими свойствами.

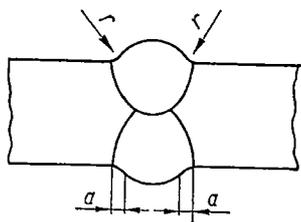


Рис. 80. Зачистка переходной зоны у границ стыкового шва ( $r \geq 5$ ,  $a \geq 5$ ).

Снятие усиления стыкового шва может быть заменено [151] тщательной механической обработкой переходной зоны. Проверка показала, что в случае малоуглеродистой стали эффективность частичной обработки не уступает эффективности полной обработки

[18]. При искусном выполнении сварочных работ (соответствующем подборе режима сварки поверхностных слоев и умелой их раскладки) можно получить форму стыкового шва, при которой условие равнопрочности достигается без применения обработки [134].

Механическая обработка соединений других видов дает меньший эффект. Пределы выносливости прикреплений в стык и соединений лобовыми швами возрастают после обработки не более чем на 20—30%. В ряде случаев эти соединения в исходном состоянии и после обработки показывают одинаковую выносливость. В соединениях лобовыми швами изменяются лишь места зарождения усталостных трещин. Очагом разрушения становится корень лобового шва. Такое явление наблюдалось в опытах Б. Н. Дучинского

[50]. Образцы с парными накладками, приваренными лобовыми швами с отношением катетов 1 : 2, после механической обработки разрушались по швам. Первоначальный предел выносливости не изменялся (10,9 и 11,3 кг/мм<sup>2</sup>). Вовсе не повышается выносливость соединения после механической обработки концов фланговых швов [52, 162]. Зачистка этих швов не дает эффекта и в том случае, когда они выводятся при сварке на полку прикрепляемого элемента (например, швеллера) или же на фасонку.

Как следует из работ ЦНИИС, существенного снижения концентрации напряжений в нахлесточных соединениях и прикреплениях в стык можно добиться одновременным применением механической обработки и дополнительными конструктивно-технологическими мерами. Для соединений с лобовыми швами это — переход на более толстые накладки, глубокий провар корня шва, увеличение размеров и пологости шва с последующей тщательной механической обработкой соединения. Только совокупность указанных мер может дать ощутимое повышение пределов выносливости (табл. 28). Отдельное применение пологих и вогнутых швов, механической обработки, увеличения шва, глубокого провара корня автоматической сваркой или же частичная совокупность указанных мер не приводит к желаемым результатам.

Большие экспериментальные работы по проверке долговечности механически обрабатываемых сварных узлов и оценке влияния различного рода скосов, выкружек и плавных переходов были выполнены К. П. Большаковым [17—22]. Исследования проводились применительно к пролетным строениям железнодорожных мостов. Критерием допустимости прикрепления или узла служила его долговечность при максимальных напряжениях 17 кг/мм<sup>2</sup> для малоуг-

Таблица 28. Выносливость соединений с лобовыми швами (сталь М16,  $r = 0$ )

Литературный источник	Сварка	Толщина накладок	Размер меньшего катета шва, мм	Отношение катетов шва
[162]	Ручная	Нормальная (расчетная)	10	1 : 2
[51]	Автоматическая	То же	10	1 : 2
[52]	»	»	10	1 : 3
[52]	Ручная	»	10	1 : 3
[50]	»	»	10	1 : 2
[52]	»	»	10	1 : 2
[51]	Автоматическая	»	10	1 : 3
[51]	»	Повышенная	20	1 : 3
[51]	Ручная	»	20	1 : 3
[51]	»	»	20	1 : 3,8

Обработка шва	Форма шва	Повышение предела выносливости, %	Соотношения пределов выносливости обработанного соединения и основного металла
Без обработки	Нормальная	—	0,48
»	Выпуклая	—	0,31
»	Нормальная	—	0,38
»	»	—	0,45
Обработка дисковой фрезой и наждачным кругом	Вогнутая	4	0,50
Обработка наждачным кругом	»	24	0,60
Обработка фрезой	»	28	0,62
»	»	65	0,80
»	»	83	0,88
Тщательная обработка фрезой и наждачным кругом	Нормальная с плавным переходом на основной металл	102	1,0

Таблица 29. Долговечность сварных соединений и узлов после одной обработки переходов в зонах концентрации напряжений

Прикрепление или узел	Марка стали	Вид узла в исходном состоянии
Приварка узловых фасонок к поясу фермы в стык	M16C	
Приварка фасонок связей к стенкам балок втавр	M16C	
То же	15XCHД	
Приварка фасонок к поясу ферм внахлестку	Ст.Зкп. M16C	
Обрыв дополнительного поясного листа двутавра	M16C	
Полный обрыв поясных листов сварных двутавров	15XCHД	

ременного применения скосов, выкружек, полного провара деталей и механической

Долговечность в исходном состоянии *, тыс.	Меры, обеспечивающие заданную долговечность	Вид узла или детали после обработки
153	Устройство скосов в фасонке; полный провар стыкового шва; снятие усиления по концам стыкового шва; обработка концов фасонки и стыка абразивным кругом	
590	Устройство выступа в фасонке высотой 10 мм; устройство скосов в фасонке; полный провар фасонки; снятие выступа и обработка шва абразивным кругом до плавности перехода	
87	Трапецевидная фасонка; К-образная разделка кромок; полный провар фасонки; устройство выкружек по концам фасонки, обрабатываемых вместе с концами швов абразивным кругом	
314	Переход на трапецевидные фасонки; прикрепление фасонки к поясу косыми и фланговыми швами; механическая обработка швов и концов фланговых швов шаровидной фрезой или абразивным кругом	
661	Переход на косые угловые швы; обработка границ косых угловых швов абразивным кругом или шаровидной фрезой	
22	Полный провар стенки; устройство скоса 1:5 по ширине пояса; устройство скоса 1:10 по толщине пояса; механическая обработка переходов от пояса к стенке в двух плоскостях	

\* До момента образования усталостной трещины.

леродистой стали и  $25 \text{ кг/мм}^2$  для стали 15ХСНД. Коэффициент асимметрии цикла составлял 0,36—0,46. В табл. 29 приведены долговечность некоторых исследованных прикреплений в исходном состоянии и перечень мер, обеспечивающих заданную долговечность 2 млн. при указанных напряжениях.

Как видно из табл. 29, добиться повышения выносливости  $\sigma_{+0,1}$  до  $17 \text{ кг/мм}^2$  удастся только одновременным применением скосов, выкружек, полного провара и механической обработки переходов. Совокупность этих мер резко снижает концентрацию напряжений и, как полагает автор [21], устраняет возможность проявления вред-

Таблица 30. Выносливость образцов после электродуговой обработки и механической зачистки швов [235]

Соединение	Сталь, химический состав, %	Пределы выносливости образцов (база $2 \times 10^6$ циклов), $\text{кг/мм}^2$	
		после электродуговой обработки	после механической зачистки
Стыковое	Малоуглеродистая (С — 0,22; Si — 0,11; Mn — 1,57)	11,6	12,1
»	Низколегированная (С — 0,11; Si — 0,24; Mn — 1,28; Ni — 0,27; Cr — 0,56; Mo — 0,30; V — 0,12)	18,1	21,0
Нахлесточное с удлиненными лобовыми швами	Низколегированная (С — 0,14; Si — 0,12; Mn — 1,26; Ni — 0,21; Cr — 0,48; Mo — 0,25; V — 0,07)	10,1	10,2

ного влияния остаточных напряжений. Долговечность соединений при использовании стали М16С возрастает в 3—13 раз и более в случае применения низколегированной стали. Вместе с тем следует учитывать, что рекомендуемые меры значительно повышают трудоемкость изготовления сварных узлов.

Для создания плавных переходов от основного металла к шву вместо механической зачистки можно применять электродуговую обработку. При такой обработке поперечные стыковые и угловые швы, сваренные под флюсом или вручную, сглаживаются до получения плавного перехода на основной металл. Обработка производится с помощью аргоновой горелки, вольфрамового электрода и дополнительного присадочного стержня [235] либо без присадочной проволоки [4]. Согласно «Временной технологической инструкции по оплавлению границ швов неплавящимся вольфрамовым электродом в защитной среде аргона», электродуговая обработка может осуществляться любым серийным держателем (горелками), предназначенным для сварки вольфрамовым электродом в защитных газах. В качестве источника питания рекомендуется генератор ПСО-300 или ПСО-500, а также выпрямители ВС-300 или ВС-600. При оплавлении должен применяться аргон марок А, Б и В по ГОСТ 10157-62 и вольфрамовые прутки марки ВЛ-10 и

ВТУСЦО-21-088ТУ. В ФРГ создан специальный автомат для сварки в среде  $\text{CO}_2$  и одновременного оплавления швов неплавящимся электродом в среде инертных газов [234].

При использовании малоуглеродистых и низколегированных сталей сглаживание дает такой же эффект, как и механическая зачистка швов (табл. 30). Наибольшая эффективность достигается при обработке стыковых соединений. Стыки малоуглеродистой стали повышают сопротивление усталости до уровня основного металла. При переходе на более прочные стали наблюдается дальнейшее увеличение пределов выносливости, хотя отношения их значений к пределам выносливости основного металла заметно снижаются (табл. 31). Поэтому при использовании высокопрочных сталей снятие усиления стыкового шва заподлицо с основным металлом, более эффективная, чем электродуговая обработка [230].

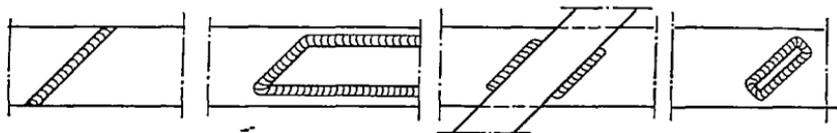


Рис. 81. Косые стыковые и лобовые швы.

В меньшей степени после дуговой обработки повышают сопротивление усталости соединения с угловыми швами (табл. 31). Разрушение их так же, как и после механической зачистки, начинается от корня углового шва. В корне шва создается примерно такая же концентрация напряжений, как и по линии сплавления у кромки шва. Этим обстоятельством и объясняется сравнительно небольшая эффективность электродуговой и механической обработок в случае угловых швов [235].

В ряде опытов [19, 35, 73] наблюдалось повышение сопротивления усталости при переходе на удлиненные косые швы (рис. 81). В частности [35], балки с прямыми стыковыми швами в поясах и стенке показывали предел выносливости  $\sigma_0 = 14 \div 15 \text{ кг/мм}^2$ , а с косыми стыками —  $17 \text{ кг/мм}^2$ . В плоских образцах из стали НЛ-2 (15ХСНД) косые швы повышали предел выносливости стыков на 13% [73]. Заметное увеличение долговечности было отмечено после устройства скосов под углом  $45^\circ$  на конце дополнительного поясного листа. Образцы с прямыми необработанными угловыми швами до появления трещин выдерживали около 600 тыс. циклов, а после устройства скосов трещины не обнаруживались после 2 млн. циклов [19].

Повышение выносливости при переходе на косые швы обычно связывают только с уменьшением нормальных рабочих напряжений в шве и степенью их концентрации. Надо полагать, однако, что существенную роль играют здесь и остаточные напряжения. На рис. 82 приведены результаты испытаний на переменный изгиб при симметричном цикле напряжений плоских образцов из стали Ст. 3 сечением  $80 \times 14 \text{ мм}$  с нормальными и косыми швами в исходном

Таблица 31. Выносливость сварных соединений после электродуговой обработки

Литературный источник	Соединение	Сталь
[5]	»	18 Г2АФпс ( $\sigma_T = 45 \text{ кг/мм}^2$ )
[4]	»	14 ХМНДФР ( $\sigma_T = 67,4$ ; $\sigma_B = 96,5 \text{ кг/мм}^2$ )
[235]	»	Британская малоуглеродистая
[235]	»	Британская низколегированная
[230]	»	Японская повышенной прочности НТ-60 ( $\sigma_T = 53,4 \text{ кг/мм}^2$ ; $\sigma_B = 61,8 \text{ кг/мм}^2$ )
[235]	Нахлесточное с удлиненными лобовыми швами	Британская низколегированная
[4]	Обварка накладки по контуру	10Г2Б ( $\sigma_T = 31,2 \text{ кг/мм}^2$ ; $\sigma_B = 47,9 \text{ кг/мм}^2$ )
[81]	» » » »	ВСт. 3сп ( $\sigma_T = 26 \text{ кг/мм}^2$ )
[81]	Обварка по контуру двух рядом расположенных накладок	ВСт. 3сп ( $\sigma_T = 26 \text{ кг/мм}^2$ )
[4]	Прикрепление поперечных ребер	Ст. 3 ( $\sigma_T = 34,1 \text{ кг/мм}^2$ ; $\sigma_B = 50,1 \text{ кг/мм}^2$ )
[195]	» » »	ВМСт. 3
[195]	Прикрепление продольного ребра	ВМСт. 3

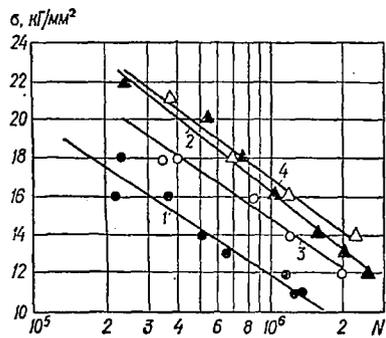
состоянии и после высокого отпуска. Косые швы показали большую долговечность, однако после высокого отпуска выносливость косых стыков повысилась меньше, чем нормальных [162].

Устройство косых стыков в металлоконструкциях сопряжено с рядом трудностей. Поэтому они не нашли широкого распространения.

Кроме того, при пересечении нормальных и косых стыков поясными швами (например, в двутавровых балках) продольные остаточные напряжения в обоих случаях становятся одинаковыми, следовательно, и выносливость соединений будет выравниваться.

Рис. 82. Образцы с косыми и нормальными стыками:

1 — нормальный стык; 2 — косой стык; 3 — нормальный стык после высокого отпуска; 4 — косой стык после высокого отпуска.



ШВОВ

Сечение образцов, мм	Коэффициент асимметрии цикла	Предел выносливости образцов (база $2 \cdot 10^6$ ) $\text{кг/мм}^2$		Повышение предела выносливости, %	Отношение пределов выносливости обработанного соединения и основного металла
		в исходном состоянии	после обработки		
70×12	—1	8,0	12,0	50	—
700×12	—1	11,5	15,8	35	—
70×12	—1	8,0	15,0	90	—
7×2,5	0	5,2	11,6	120	0,96
	0	6,4	18,1	280	0,86
25×25	—	18,5	25,0	35	0,67
—	0	8,6	10,1	30	—
70×12	—1	9,5	15,0	60	—
Балки коробчатого сечения	0,25	11,2	13,4	20	—
То же	0,25	8,2	9,1	11	—
70×12	—1	5,0	9,0	80	—
80×12	0,3	18,8	21,9	16	—
80×12	0,3	13,7	15,8	15	—

Удлинение фланговых швов не должно вызывать повышения долговечности соединения. Концентрация нормальных напряжений у концов фланговых швов может изменяться только в швах малой протяженности. В соединениях с обычными расчетными швами коэффициент концентрации напряжений у концов швов не зависит от их длины (см. гл. I). Поэтому не следует ожидать и повышения выносливости соединения. Это нашло подтверждение при испытании образцов, показанных на рис. 83.

Образцы, показанные на рис. 83, а, имели нормальную длину фланговых швов, равную 120 мм. В образ-

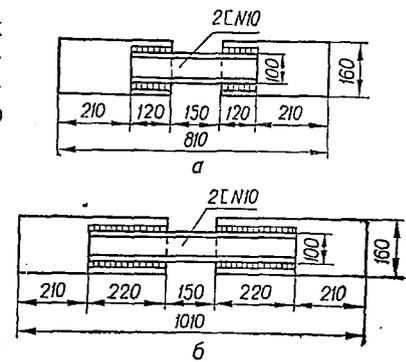
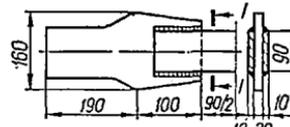
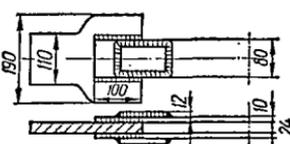
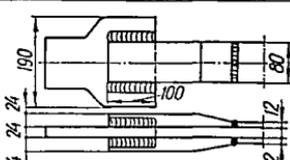
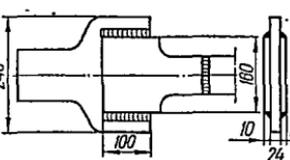
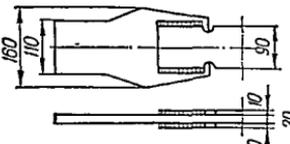


Рис. 83. Образцы с фланговыми швами нормальной длины (а) и удлиненными (б).

Таблица 32. Пределы выносливости образцов с фланговыми швами

Серия	Конструктивные особенности	Вид образца	Катеты фланговых швов, мм	$\sigma_0$	
				кг/мм <sup>2</sup>	%
1	Исходное состояние		8×8	7,6	100
2	Добавлен накладной компенсатор напряжений		10×10	8,5	112
3	Поставлен компенсатор утолщенного типа		20×20 или более	16,0	208
4	Поставлен компенсатор уширенного типа		Нет данных	18,5	244
5	По концам фланговых швов сделаны выточки (деконцентраторы напряжений)		8×8	11,2	147

цах, показанных на рис. 83, б, длина была увеличена до 220 мм. Испытания проводились осевым нагружением при пульсирующем цикле напряжений. Образцы с нормальными и удлиненными швами имели одинаковую выносливость [162].

Противоположные выводы были сделаны в работе [283] после усталостных испытаний при двух уровнях напряжений нахлесточных соединений с фланговыми швами различной протяженности. Поскольку образцы с удлиненными швами показали несколько большую долговечность (соответственно 504 и 704, 44 и 195 тыс. циклов), был сделан вывод о заметном влиянии длины фланго-

вых швов на сопротивление усталости нахлесточных соединений. В действительности же разница долговечности сопоставляемых образцов находилась в пределах обычного рассеяния результатов испытаний.

В сварных металлоконструкциях затруднительно избавиться от соединений с фланговыми швами. Необходимость изыскания эффективных способов повышения их выносливости обусловлена тем, что эти соединения наименее долговечны, а рассмотренные выше меры повышения долговечности для них не приемлемы.

В ЦНИИС [52 и др.] была исследована возможность повышения сопротивления усталости нахлесточных соединений путем снижения общих напряжений у концов фланговых швов с помощью компенсаторов или же отклонения силового потока деконцентраторами напряжений. Компенсаторы, увеличивающие площадь сечения в месте сопряжения элементов, отличались формой, но в равной мере усиливали сечение прикрепляемого элемента. Предполагалось, что пределы выносливости образцов с различными компенсаторами повы-

сятся одинаково, примерно в два раза. Такое же увеличение выносливости ожидалось и у образцов с деконцентраторами напряжений. Однако, как видно из табл. 32, пределы выносливости испытанных образцов существенно отличались. Изменение пределов выносливости в столь широких пределах трудно объяснить изменением напряженного состояния по концам швов за счет возможного эксцентриситета, отставания работы накладных компенсаторов, различия переходов на основной металл и другими второстепенными причинами [52]. Оно могло произойти только под действием одного из основных факторов, изменяющих сопротивление усталости сварных соединений. Вероятнее всего, таким фактором являлись остаточные напряжения.

В испытанных образцах фланговые швы не были одинаковыми (табл. 32). В образцах серии 1 и 5 катеты швов составляли  $8 \times 8$  мм, а в остальных они были  $10 \times 10$ ,  $20 \times 20$  мм и более. При наложении таких швов существенно менялся разогрев исследуемых частей образца, вследствие чего должна была измениться и остаточная напряженность по концам фланговых швов. Это предположение проверялось в ИЭС им. Е. О. Патона измерением остаточных

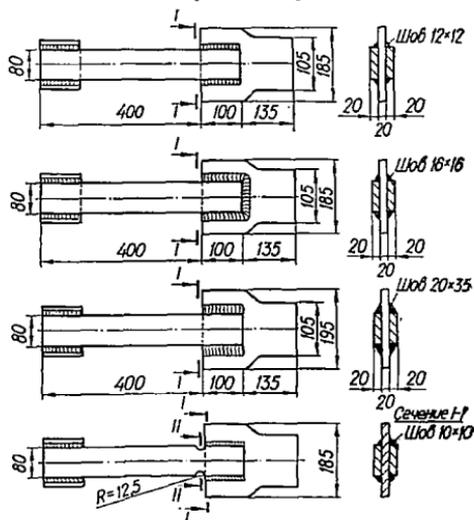


Рис. 84. Образцы с фланговыми швами различного сечения, в которых измерялись остаточные напряжения.

напряжений в образцах, которые были подобны образцам ЦНИИС (рис. 84). Напряжения измерялись датчиками сопротивления в сечениях I—I и II—II, расположенных в непосредственной близости от концов фланговых швов. В образце со швами  $8 \times 8$  мм максимальные растягивающие остаточные напряжения составляли  $22\text{--}27$  кг/мм<sup>2</sup>. При сечении швов  $16 \times 16$  мм остаточные напряжения снижались до  $15\text{--}20$  кг/мм<sup>2</sup>, а при  $20 \times 35$  мм — их уровень не превышал  $10\text{--}12$  кг/мм<sup>2</sup>. Снижают остаточную напряженность и полукруглые отверстия (рис. 85). Нетрудно заметить определенную связь между пределами выносливости (табл. 32) и остаточной напряженностью у концов фланговых швов. Чем ниже остаточные напряжения, тем выше предел выносливости соединения.

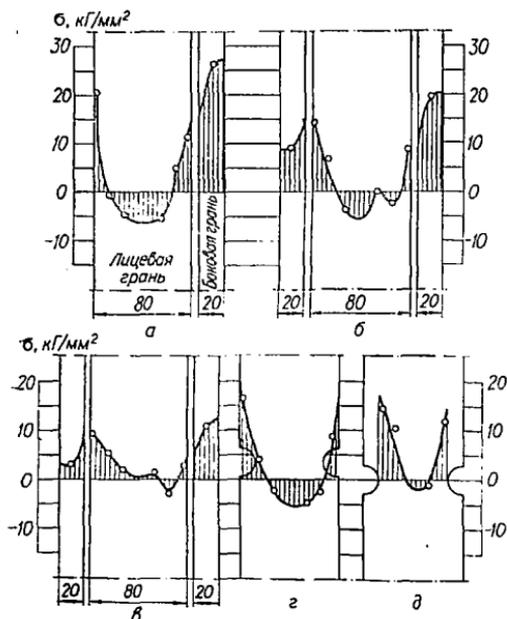


Рис. 85. Эпюры остаточных напряжений в образцах с фланговыми швами:

а — катеты швов  $12 \times 12$  мм; б — катеты швов  $16 \times 16$  мм; в — катеты швов  $20 \times 35$  мм; г — катеты швов  $10 \times 10$  мм, по концам швов выточки (деконцентраторы напряжений); д — то же, сечение по выточкам.

Описанные образцы имели небольшие размеры. При интенсивном разогреве их концевых частей величина зоны термопластической деформации была сопоставима с габаритами образцов, что вызывало заметное снижение остаточной напряженности и как следствие — повышение пределов выносливости соединений с фланговыми швами большого сечения. Отчасти этим должно объясняться и повышение выносливости образцов с лобовыми швами большого сечения (см. табл. 28).

В реальных конструкциях размеры зон термопластических деформаций и габариты свариваемых элементов существенно различаются. Поэтому растягивающие остаточные напряжения могут оставаться высокими и в районе швов большого сечения. В таком случае выносливость соединения повышаться не будет. Тем не менее новая интерпретация описанных опытов указывает на реальную возможность существенного повышения сопротивления усталости нахлесточных соединений с фланговыми швами путем искусственного изменения величины и характера остаточной напряженности в местах окончания швов (см. параграф 2 гл. IV).

Постановка компенсаторов или введение деконцентраторов напряжений не нашли применения на практике.

## 2. Изменение полей остаточных напряжений

Снятие растягивающих остаточных напряжений и создание в районе сварных соединений сжимающих остаточных напряжений может быть достигнуто различными способами. Условно их можно разделить на две группы: способы общей обработки конструкции или ее элементов и способы местной обработки соединений. К первой группе относятся высокой отпуск и перегрузка конструкции; ко второй — создание в сварном соединении остаточных напряжений сжатия путем упрочняющего наклепа, местного нагрева, точечного и линейного обжатия или микровзрыва.

Область рационального применения высокого отпуска для повышения выносливости сварных соединений определяется условиями проявления влияния остаточных напряжений и зависит от величины действующих напряжений, асимметрии цикла, вида соединений и характера передачи усилий. В гл. I было установлено, что с понижением действующих напряжений, уменьшением асимметрии цикла и снижением степени концентрации напряжений растягивающие остаточные напряжения усиливают свое действие. В наибольшей степени они понижают сопротивление усталости изделий и конструкций, работающих при знакопеременных нагрузках, имеющих различного рода приварки и прикрепления конструктивного характера, а также при отсутствии в несущих сварных соединениях резкой концентрации напряжений, которая создает сжимающие остаточные напряжения в процессе нагружения конструкции. В то же время влияние растягивающих остаточных напряжений может проявиться только при наличии в сварном соединении концентраторов напряжений. Снятие в таких конструкциях растягивающих остаточных напряжений с помощью высокого отпуска может заметно повысить сопротивление усталости соединений.

Стыковые соединения после высокого отпуска повышают предел выносливости при симметричном цикле напряжений на 50—100% (см. рис. 17 и 86). При пульсирующем цикле долговечность этих соединений в исходном состоянии и после высокого отпуска одинакова, а при асимметричных циклах более долговечными оказываются образцы, не подвергавшиеся отпуску (см. рис. 17). Отсюда определяются границы целесообразного применения высокого отпуска стыковых соединений. Они охватывают большую часть области знакопеременных напряжений.

При прочих равных условиях разность между пределами выносливости отожженных и неотожженных образцов уменьшается по мере увеличения степени концентрации напряжений. В связи с этим, как уже отмечалось, область рационального применения высокого отпуска будет сужаться при переходе к соединениям с большей концентрацией напряжений. Если у стыковых соединений в исходном состоянии и после отпуска выносливость при пульсирующем цикле напряжений одинаковая, то у нахлесточных соединений с фланговыми швами в результате отпуска она понижается

(рис. 86, в). Следовательно, у последних область эффективного использования высокого отпуска уже, чем у стыковых соединений [164]. В случае весьма острых концентраторов напряжений выносливость соединений после отпуска может не повышаться даже при симметричном цикле напряжений [100]. В то же время сварные прикрепления конструктивных элементов заметно увеличивают сопротивление усталости после высокого отпуска не только в области знакопеременных напряжений, но при однозначных переменных нагрузках (см. рис. 18).

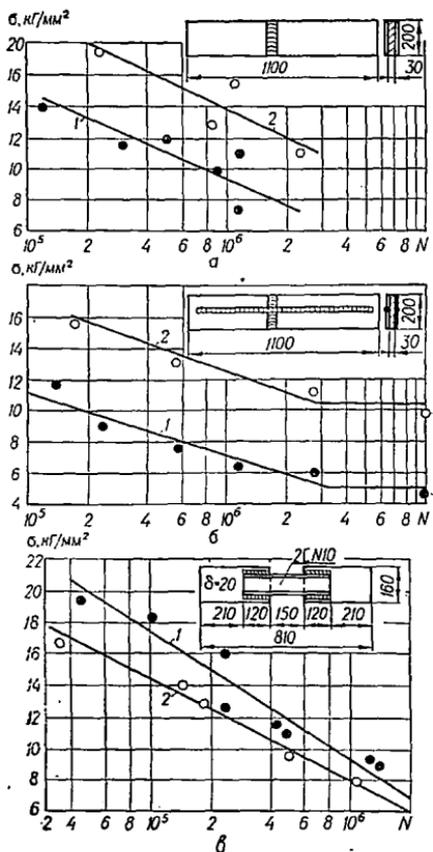


Рис. 86. Изменение выносливости соединений под влиянием высокого отпуска: а — стыковые соединения ( $r = -1$ ); б — пересекающиеся швы ( $r = -1$ ); в — наплывчатые соединения с фланговыми швами; 1 — исходное состояние; 2 — после высокого отпуска.

Однако в тех случаях, когда обсуждается вопрос о применении высокого отпуска для повышения выносливости сварных соединений, его необходимо рассматривать в связи с уровнем действующих напряжений, асимметрий цикла и видом соединения. Следует также учитывать, что под влиянием высокого отпуска происходит разупрочнение металла, в результате которого сопротивление усталости может понизиться [86].

Изменение пределов выносливости различных соединений под влиянием высокого отпуска в зависимости от характеристики цикла приведено в табл. 33. В некоторых опытах образцы имели недостаточное сечение для того, чтобы растягивающие остаточные напряжения могли проявить свое влияние в полной мере. На образцах большого сечения эффект высокого отпуска проявился бы более отчетливо. Тем не менее эти результаты, подтверждая общие закономерности проявления влияния остаточных напряжений, позволяют установить наиболее рациональные области применения высокого отпуска для повышения выносливости сварных соединений.

Строительные металлоконструкции и другие изделия с большими габаритами обычно не подвергаются высокому отпуску для повышения сопротивления усталости их соединений.

Строительные металлоконструкции и другие изделия с большими габаритами обычно не подвергаются высокому отпуску для повышения сопротивления усталости их соединений.

Таблица 33. Выносливость соединений после высокого отпуска

Литературный источник	Соединение	Сталь	Сечение образцов, мм	Коэффициент асимметрии цикла	Изменение предела выносливости, %		Соотношение пределов выносливости соединений после отпуска и основного металла
					повышение	понижение	
[86]	Стыковое, необработанное, выполненное электрошлаковой сваркой	22К	50×75	-1	30	—	0,69
[86]	То же, механически обработанное	22К	50×75	-1	11	—	0,97
[87]	Стыковое со снятым усилением и последующим шлифованием	22К	200×200	-1	—	8	0,88
—	Стыковое, необработанное (см. рис. 86, а)	M16C	200×30	-1	53	—	—
—	Стыковое, необработанное, пересекаемое продольным швом (см. рис. 86, б)	M16C	200×30	-1	100	—	—
—	То же (см. рис. 17)	14Г2	80×14	-1	68	—	—
—	» » » »	14Г2	80×14	0	0	—	—
—	» » » »	14Г2	80×14	0,3	—	4	—
[85]	Стыковое, необработанное	Ст. 10	20×8	0	—	7	—
[38]	Продольный стыковой шов	Ст. 3	103×6	-1	25	—	—
[38]	То же	Ст. 3	32×12	-1	—	19	—
[82]	Нахлесточное (приварка втулок)	Ст. 10	∅18	-1	32	—	0,75
[85]	Нахлесточное с лобовыми швами	Ст. 10	20×8	0	0	—	—
[85]	Нахлесточное с фланговыми швами	Ст. 10	20×8	0	0	—	—
[100]	То же (см. рис. 86)	Ст. 3	160×20	0	—	11	—
[100]	Крестовое с резким концентратором напряжений	Ст. 3	150×8	-1	—	25	—
[100]	То же	Ст. 3	150×8	0,14	—	14	—
[100]	» »	Ст. 3	150×8	0,20	—	24	—
ЦИНИТ-МАШ	Прикрепление конструктивного элемента фланговыми швами	Ст. 3	∅95	-1	192	—	0,55
[38]	То же	45	∅95	-1	260	—	0,52
[38]	Прикрепление к пластине продольного ребра	СХЛ-45	40×10	-1	91	—	0,54
[38]	Присоединение к пластине двустороннего ребра с механически обработанными концами швов по радиусу $R = 15$ мм	Ст. 3	80×6	-1	21	—	—
[38]	Прикрепление к пластине продольного ребра фланговыми швами	Ст. 3	160×20	0	61	—	—

Перегрузка конструкции в ряде случаев может оказаться более простой и эффективной мерой снятия растягивающих остаточных напряжений, а зачастую и способом создания сжимающих остаточных напряжений. Положительное влияние на выносливость предварительного растяжения надрезанных образцов наблюдалось в ряде исследований [82, 254, 258, 279]. В 1941 г. Г. В. Раевский на основании анализа диаграммы растяжения и диаграммы Гудмана

Таблица 34. Пределы выносливости сварных соединений в зависимости от величины предварительного нагружения и остаточных напряжений у концентратора напряжений

Серия	Соединение	Размеры сечения, мм	Перегрузка	Остаточные напряжения, кг/мм <sup>2</sup>	HRB	r	σ <sub>a</sub>	
							кг/мм <sup>2</sup>	%
1	Прикрепление продольного ребра к пластине	10×10	0	+11,2	101,0	-1	6,6	100
2		70×6	0,9σ <sub>T</sub>	-1,0	102,8		15,5	235
3		70×10	0	+14,5	103,0	0	9,2	100
4		70×10	0,5σ <sub>T</sub>	+12,3	104,0		10,1	110
5		70×10	0,7σ <sub>T</sub>	+6,6	103,5		12,5	136
6		70×8	0,9σ <sub>T</sub>	-1,4	103,0		15,2	165
7	Прикрепление к пластине двустороннего продольного ребра	80×6	0	+13,0	84,2	-1	9,0	100
8	Концы швов обработаны по радиусу 15 мм	80×6	0,9σ <sub>T</sub>	-1,7	85,0	-1	12,7	141

для соединений с концентрацией напряжений, а также на основании сравнительных испытаний балок предложил использовать способ статической перегрузки для повышения выносливости сварных конструкций [128]. При симметричных циклах на переменный изгиб испытывались двутавровые балки с приваренными планками. После перегрузки долговечность отдельных балок заметно увеличивалась. Наблюдаемое повышение выносливости могло произойти под влиянием двух факторов: наклепа металла вблизи концентратора напряжений и возникающих в тех же зонах сжимающих остаточных напряжений. Пластическая деформация в местах концентрации напряжений была менее 0,1—0,3% и несущественно изменяла предел выносливости гладких образцов. Основную роль в повышении циклической прочности соединений после их перегрузки автор отводит остаточным напряжениям.

Проверка эффективности предварительной перегрузки в случае осевого нагружения сварных элементов показала, что их долговечность при пульсирующих циклах повышается на 70—80%, когда критерием служит момент обнаружения первой трещины, и на 50—60%, когда за критерий разрушения принимается полный излом соединения [17].

При перегрузке целой конструкции затруднительно достичь напряжений, равных пределу текучести во всех сварных узлах. В этой связи изучалось влияние меньших статических перегрузок, вызывающих номинальные напряжения ниже допускаемых или равные им [162]. При симметричном и пульсирующем циклах испытывались сварные образцы из малоуглеродистой стали двух видов: с фланговыми и с пересекающимися швами. Трехкратная предварительная перегрузка до напряжений  $17 \text{ кг/мм}^2$  вызывала повышение предела выносливости образцов на 45—50%. Аналогичные результаты получены при испытании образцов сечением  $70 \times 12 \text{ мм}$  из стали 14Г2 с пересекающимися швами. Под действием однократной статической перегрузки  $22 \text{ кг/мм}^2$  предел выносливости образцов возрос от 6 до  $9 \text{ кг/мм}^2$ , т. е. на 50%. Следовательно, сравнительно невысокие перегрузки также приводят к существенному повышению сопротивления усталости сварных соединений.

По данным исследований М. М. Гохберга и Тун Бао-И [38], в табл. 34 сведены результаты усталостных испытаний сварных образцов в исходном состоянии и после предварительного нагружения.

В аналогичных образцах в районе концентраторов напряжений с помощью малобазовых датчиков сопротивления замерялись остаточные напряжения, а также твердость металла после предварительного нагружения. Как показали измерения, упрочнения металла у концентраторов практически не происходит. В то же время испытания образцов второй — шестой серий показывают, что между пределом выносливости и величиной остаточных напряжений существует линейная зависимость (рис. 87).

Результаты приведенных опытов позволяют сделать вывод, что наблюдаемое повышение выносливости соединений после предварительной статической перегрузки в основном связано с изменением полей остаточных напряжений. Под действием перегрузок в зонах концентрации снимаются растягивающие остаточные напряжения (при сравнительно небольших предварительных перегрузках) и создаются сжимающие остаточные напряжения, когда напряжения перегрузки близки к пределу текучести. На практике такая обработка может найти наибольшее распространение в тех случаях, когда испытываются конструкции нагрузками, превышающими расчетные.

Получение кратковременных начальных напряжений в конструкции, близких к пределу текучести материала, значительно облегчается при переходе от статического нагружения к вибрационному.

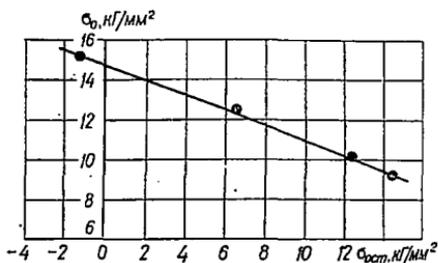
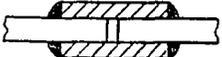
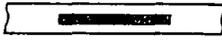
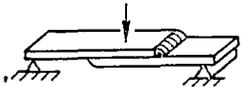
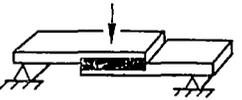
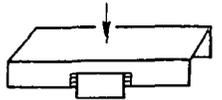
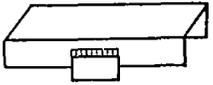
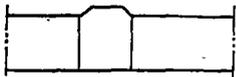
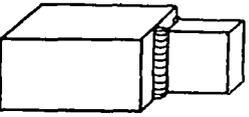


Рис. 87. Зависимость предела выносливости  $\sigma_0$  от величины растягивающих остаточных напряжений  $\sigma_{ост}$  (образцы с продольным ребром).

Таблица 35. Выносливость сварных соединений при поверхностном наклепе

Вид соединения	Материал	Рабочая часть образца	Способ обработки соединения	$r$	Предел выносливости, кг/мм <sup>2</sup>		Повышение выносливости	Отношение пределов выносливости обрабатанного соединения и основного металла
					в исходном состоянии	после обработки		
Нахлесточное (приварка втулок)	Сталь 10		Дробеструйный наклеп	-1,0	13,2	18,5	40	1,04
» » »	Сталь 40		Наклеп пневматическим молотком	-1,0	10,7	22,7	100	0,96
» » »	Сталь 40		Наклеп пневматическим молотком	-1,0	11,7	22,7	90	0,94
Продольная наплавка	Сталь 40		То же	-1,0	15,2	23,7	55	1,08
Нахлесточное (приварка полуколец)	Сталь 40		» »	-1,0	6,0	21,5	255	0,91
Нахлесточное (лобовыми швами)	Сталь 10		» »	$2,0 \text{ кг/мм}^2 - \sigma_{\max}$	10,5	16,9	60	—
Нахлесточное (фланговыми швами)	Сталь 10		» »	$2,0 \text{ кг/мм}^2 - \sigma_{\max}$	10,5	13,2	25	—
Приварка планок лобовыми швами	Сталь Ст. 3		» »	$8,6 \text{ кг/мм}^2 - \sigma_{\max}$	16,8	22,4	35	1,0
Приварка планок фланговыми швами	Сталь Ст. 3		» »	$8,6 \text{ кг/мм}^2 - \sigma_{\max}$	<8	14	75	0,62

Вид соединения	Материал	Рабочая часть образца	Способ обработки соединения	r	Предел выносливости, кг/мм <sup>2</sup>		Повышение выносливости	Отношение пределов выносливости обработанного соединения и основного металла
					в исходном состоянии	после обработки		
Стыковое (электродшлаковая сварка)	Сталь 22к		Чеканка	—1,0	8,5	17,5	105	1,09
Стыковое	Сталь 10		Наклеп пневматическим молотком	2,0 кг/мм <sup>2</sup> — $\sigma_{\max}$	18,2	26,6	45	0,70
Прикрепление в стык	Сталь Ст. 3		Наклеп многобойковым пневмаустройством	—1,0	10,5	18,5	80	—

Такой способ снятия остаточных напряжений, возникший в начале 50-х годов (автор Б. Беатович, Югославия), в последние годы используется на практике и широко рекламируется в США [233, 274].

Сущность способа заключается в том, что с помощью механического вибратора сварная конструкция в течение определенного времени (до 30 мин, обычно 15—10 мин) подвергается воздействию переменных напряжений. Вибрирование, как правило, осуществляется в резонансном режиме. Накладываемые переменные и остаточные напряжения в сумме должны превышать предел текучести материала при знакопеременных напряжениях. Для ряда материалов предел текучести при циклическом нагружении заметно снижается по сравнению с пределом текучести в условиях статического нагружения. В этом случае снятие остаточных напряжений происходит при меньших переменных напряжениях [285]. Наибольшую применимость вибрационный способ находит в листовых конструкциях, имеющих малую изгибную жесткость, а следовательно, и низкую частоту собственных колебаний.

Применительно к тонколистовым конструкциям в Советском Союзе предложен вибронапряжной способ устранения сварочных деформаций и напряжений [135]. Он предусматривает комбинацию статического и вибрационного нагружения изделия (например, панели обшивки вагона). В опытах пластины 1300 × 150 × 2 мм подвергались предварительному статическому растяжению, равно-

му 4—20 кг/мм<sup>2</sup>, и дополнительному вибрированию, вызывающему напряжения  $\pm 1$ ; 2 и 4 кг/мм<sup>2</sup>. Интенсивность снятия остаточных напряжений падала в течение примерно 2 мин независимо от величины переменных напряжений. Наложение вибрационных нагрузок на статические заметно интенсифицирует процесс снятия остаточных напряжений. При этом растягивающие напряжения на 20—40% меньше, чем при статическом растяжении.

Широкое применение могут найти также способы местной обработки сварных соединений. Они основаны на создании в районе концентраторов сжимающих остаточных напряжений путем наклепа или нагрева. Поверхностный наклеп, получаемый в результате дробеструйной обработки, обкатки роликами и т. п., — весьма эффективная мера увеличения долговечности изделий, испытывающих переменные напряжения. Повышая прочность поверхностных слоев металла и создавая в них высокие сжимающие остаточные напряжения, наклеп стал наиболее распространенным и освоенным технологическим методом упрочнения деталей машин. В значительной степени этому способствовали исследования и разработки, выполненные в ЦНИИТМАШ И. В. Кудрявцевым и его сотрудниками. Часть работ посвящена упрочнению сварных соединений [83—89]. Благодаря пластическому деформированию необработанных швов и прилегающих зон выносливость соединений в ряде случаев повышается до уровня выносливости основного металла (табл. 35).

Наиболее производительной является обработка швов многобойковым упрочнителем (пучком проволоки). С помощью этого чеканящего пневматического инструмента можно за 1 ч упрочнить 5—6 м сварного шва [89]. Помимо высокой производительности большим преимуществом пучковых упрочнителей по сравнению с однорядковыми чеканками является возможность обработки швов с неровной поверхностью. Это достигается благодаря значительной длине проволок, составляющих пучок, и разной степени их продольного изгиба.

Таблица 36. Основные характеристики пучковых упрочнителей

Тип упрочнителя	Марка пневматического молотка	Энергия удара, кГм	Число ударов в минуту	Длина проволоки, мм	Высота упрочнителя, мм	Число проволок в пучке	Вес упрочнителя, кг
П-2	MP-4	0,9	3500	178	425	—	—
	MP-4	0,9	3500	150	397	24—30	7,0
	MP-5	1,2	2200	178	425	24—30	7,0
	MP-5	1,2	2200	150	397		
П-3 (угловой) П-4А	57КМП-5	0,6	1800	98	300	30—50	2,0
	П-4А					30—100	
П-5	КМ-5	0,97	1600	100	330	27—60	2,5
П-6	57КМП-6	0,76	1800	100	330	25—75	3,0

Если дробеструйная обработка позволяет получить наклепанный слой глубиной не более 0,7 мм, то при обработке пучком проволоки этот слой может составлять свыше 2 мм. Твердость поверхностного слоя пластины из стали Ст.3 в результате упрочнения повышается от 163 до 230 НВ.

Измерения остаточных напряжений методом послышной строжки через каждые 0,5 мм с последующим замером прогиба пластины показали, что эти напряжения достигают 32 кг/мм<sup>2</sup>, а зона их залегания свыше 2 мм [89].

Разработано несколько типов упрочнителей, отличающихся друг от друга энергией удара (0,6—1,6 кГм), размерами и формой пучка проволок (табл. 36). Упрочнители всех типов работают от сети сжатого воздуха при давлении 4—5 ат [80, 89].

Метод поверхностного наклепа сварных швов и околшовной зоны пучком проволоки рекомендуется для повышения сопротивления усталости соединений ряда конструкций, в том числе мостовых кранов и рам тележек подвижного состава. В этих изделиях наблюдались усталостные разрушения сварных соединений в зонах резкого изменения сечения элементов, местах прикрепления дополнительных деталей большой жесткости к тонкостенному несущему элементу, пересечениях швов и в других узлах с конструктивными или технологическими недостатками [80, 104].

Применительно к элементам подвижного состава оптимальные режимы упрочнения устанавливались путем сравнительных усталостных испытаний образцов из стали Ст.3 (рис. 88), имитирующих повреждающийся узел рамы тележки. Изменения энергии удара пневматического инструмента в пределах 0,6—1,2 кГм не оказывали существенного влияния на эффективность поверхностного упрочнения. Значительно больший эффект (табл. 37) достигался в результате использования проволок диаметром 1,8 мм вместо проволок диаметром 3 мм.

При использовании инструмента П-5 на упрочнение 1 пог. м шва должно затрачиваться 10—12 мин [138]. Обработку следует выполнять без заметных пропусков до образования сплошного металлического блеска всей обрабатываемой поверхности сварного шва и околошовной зоны [80]. В случае обработки пневматическим молотком наклепанная поверхность оказывается испещренной большим количеством вмятин. Эти вмятины не снижают сопротивления усталости изделия.

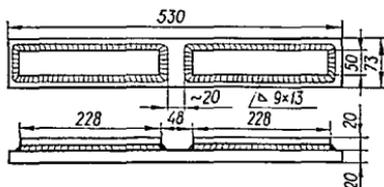


Рис. 88. Образцы для усталостных испытаний, имитирующие узел рамы тележки.

Таблица 37. Эффективность обработки сварного соединения пучковыми упрочнителями при различных режимах их работы [80]

Обработка	$\sigma_0$	
	кГ/мм <sup>2</sup>	%
Исходное состояние	8,5	100
Упрочняющий наклеп:		
инструментом П-2А (энергия удара 1,2 кГм, диаметр проволоки 3 мм)	11,0	135
инструментом П-4 (энергия удара 0,6 кГм, диаметр проволоки 3 мм)	11,5	136
инструментом П-5 (энергия удара 0,97 кГм, диаметр проволоки 1,8 мм)	17,5	203

Эффективность применения поверхностного наклепа для мостовых кранов устанавливалась путем испытания на переменный изгиб балок двутаврового и коробчатого сечения с постоянной и переменной высотой, моделирующих опорный узел кранов. В результате поверхностного наклепа угловых швов, окончания которых совпадали с местами резкого изменения сечения балок, пределы выносливости при симметричных циклах нагружения повышались на 27—40% [104]. Поверхностное упрочнение угловых точечных швов пучком проволоки и одиночным бойком повышало сопротивление усталости соединений на 10—47%. Образцы с точечными швами, упрочненными одиночным бойком, практически имели такую же

несущую способность, что и образцы со сплошными швами. Предел выносливости их на 17% превышал предел выносливости образцов с неупрочненными прерывистыми швами [103].

Сравнительная оценка влияния наклепа в зависимости от прочности стали может быть дана по результатам, полученным М. М. Крайчиком при испытаниях на переменный изгиб плоских

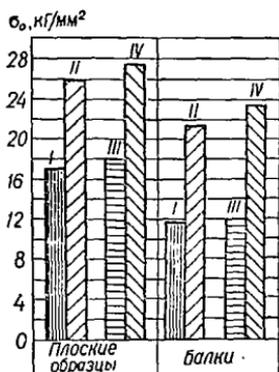


Рис. 89 Выносливость соединений в исходном состоянии и после поверхностного наклепа:

I — неупрочненные сварные соединения малоуглеродистой стали; II — наклепанные; III и IV — соответственно неупрочненные и наклепанные сварные соединения низколегированной стали.

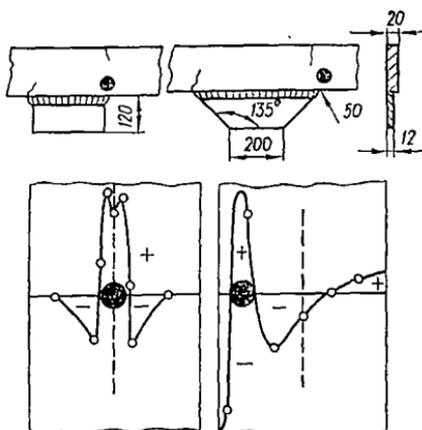


Рис. 90. Точечный нагрев для создания сжимающих остаточных напряжений у концентраторов.

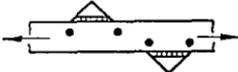
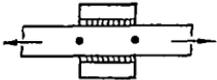
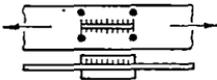
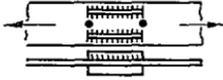
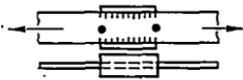
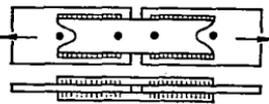
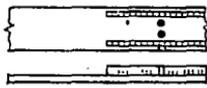
консольных образцов с лобовыми швами и двутавровых балок с накладками, приварными фланговыми и лобовыми швами. Сопоставлялась малоуглеродистая сталь Ст. 3 и низколегированная НЛ-2 (15ХСНД).

После обработки пневматическим молотком сварные образцы и балки из низколегированной стали показали несколько лучшие результаты, чем образцы из малоуглеродистых сталей (рис. 89).

Поверхностная обработка в случае дефектных швов не восстанавливает сопротивления усталости соединения [104]. В то же время вырубка и заварка дефектного участка с последующей упрочняющей обработкой повышает сопротивление соединения усталостному разрушению до уровня бездефектного.

Имеются и другие способы создания сжимающих остаточных напряжений в сварных соединениях рассматриваемых металлоконструкций. Наибольшую популярность, особенно за рубежом, получил метод точечного нагрева [126, 259—261]. Рекомендациям по его использованию предшествовали опыты на пластинах, к кромкам которых прикреплялись в стык планки различной конфигурации (рис. 90). После точечного нагрева вблизи концентратора напряжений выносливость прикреплений повышалась вдвое. Разрушения происходили вдали от соединения.

Таблица 38. Выносливость соединений после точечного нагрева

Вид соединения	Предел выносливости, кг/мм <sup>2</sup>		Увеличение предела выносливости, %	Исследователи
	без нагрева	после нагрева		
	6,0 ± 4,0 6,5 ± 4,5 3,9 ± 3,9	12,0 ± 10,0 11,0 ± 9,0 8,6 ± 8,6	150 100 120	Пухнер [126, 260] Пухнер [126, 260] Герней, Трепка [213]
	7,5 ± 5,5	min 11 ± 9	65	Пухнер, Грегор [278]
	8,0 ± 6,0	14 ± 12	100	Пухнер [126, 260]
	3,2 ± 3,2 4,8 ± 4,8 9,1 ± 2,0 4,9 ± 2,5	9,5 ± 9,5 10,2 ± 9,2 12,1 ± 5 9,4 ± 7,0	200 150 180	Герней [215] Миртгат Грегор, Бендис [278]
	5,0 ± 5,0	7,3 ± 7,3	45	Герней [215]
	3,2 ± 3,2	8,3 ± 8,3	160	Герней, Трепка [213]
	3,7 ± 3,7 3,6 ± 3,6 3,9 ± 3,9	8,3 ± 8,3 9,8 ± 9,8 7,8 ± 7,8	125 170 100	Герней [215]
	1,8 ± 1,8 2,2 ± 2,2	3,2 ± 3,2 4,5 ± 4,5	80 105	Герней [216]
	± 5,4	± 8,9	65	Клыков [68]

Выбор таких образцов не был случайным. Величина остаточных напряжений зависит от расположения точки нагрева по отношению к кромке листа. Максимальные сжимающие остаточные напряжения возникают в том случае, когда нагрев производится вблизи кромки (рис. 90). Как указывает О. Пухнер, недостаточная эффективность предлагаемого способа в его первоначальных опытах была, очевидно, связана с игнорированием этого обстоятельства, а также с тем, что нагрев выполнялся слишком далеко от надреза.

Анализ механизма взаимодействия временных и остаточных напряжений от местного нагрева с остаточными напряжениями от сварки позволили Н. А. Клыкову [68] сформулировать более определенные рекомендации по выбору параметров точечного нагрева. Им установлено, что концентратор напряжений по отношению к месту нагрева должен располагаться в секторе с углом  $\varphi \leq \pm 45^\circ$ . Максимум остаточных напряжений достигается при  $\varphi = 0$ , что соответствует расположению точки нагрева и концентратора напряжений на прямой, перпендикулярной к действующему усилению. При этом расстояние от концентратора напряжений до зоны пластической деформации точки нагрева рекомендуется принимать равным 8—10 мм, если  $\sigma_{г \text{ мет.зоны}} > \sigma_{г \text{ соедин}}$ , и 13—18 мм, если  $\sigma_{г \text{ мет.зоны}} < \sigma_{г \text{ соедин}}$ . Сокращение расстояния приводило в опытах ИЭС им. Е. О. Патона к снижению выносливости нахлесточных соединений с фланговыми швами до исходного уровня [162].

Эффективность метода проверялась различными авторами на прикреплениях конструктивного характера и на соединениях с несущими фланговыми швами. Прикрепления после точечного нагрева повышали предел выносливости от 45 до 200%, а соединения с несущими фланговыми швами — на 80—105% (табл. 38).

С увеличением радиуса зоны пластических деформаций возрастает величина и сектор действия сжимающих остаточных напряжений. Поэтому при нагреве значительных полос металла в районе концентратора напряжений наблюдается дальнейшее повышение пределов выносливости [68], а также стабилизация остаточных напряжений. Согласно опытам Г. К. Евграфова и В. О. Осипова [54, 56], устойчивые результаты получаются при нагреве зоны металла вдоль всего прикрепляемого элемента. Опыты проводились на пластинах с приваренными планками и ребрами, а также на двутавровых балках с наплавками. Полосы металла вдоль приварок нагревались до 300—350° С пламенем газовой горелки, перемещающейся на расстоянии 30—60 мм от соединения или наплавки. Такой нагрев надежно обеспечивал перераспределение остаточных напряжений. Вместо высоких растягивающих остаточных напряжений в соединении создавались сжимающие остаточные напряжения, а растягивающие остаточные напряжения «переносились» в зону нагрева, не имевшую концентраторов напряжений (рис. 91). После местного нагрева пластин толщиной 10 мм и шириной 130—200 мм с приваренными планками и продольными ребрами долго-

вечность их при асимметричном цикле ( $\sigma_{\min} = 3,8 \div 4,4 \text{ кг/мм}^2$  и  $\sigma_{\max} = 15,0 \div 17 \text{ кг/мм}^2$ ) повышалась в 7 раз.

При заранее известном месте зарождения усталостной трещины ряд авторов (Гюннерт, Хироси, Линхарт и др.) полагают возможным рекомендовать закалку, т. е. местный нагрев с последующим быстрым охлаждением соединения или его отдельного участка. В исследованиях BWRA (Британская сварочная научная ассоциация) эффективность предлагаемого способа проверялась [223] при

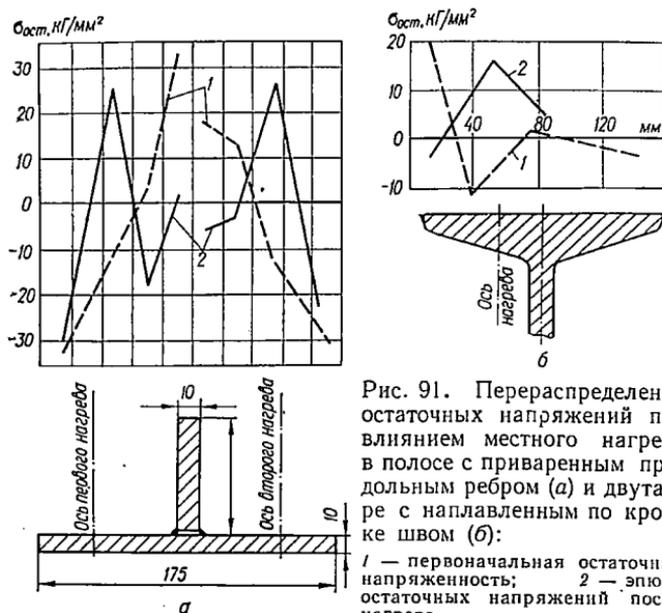


Рис. 91. Перераспределение остаточных напряжений под влиянием местного нагрева в полосе с приваренным продольным ребром (а) и двутавре с наплавленным по кромке швом (б):  
1 — первоначальная остаточная напряженность; 2 — эпюра остаточных напряжений после нагрева.

испытании пластин с планками, приваренными фланговыми швами. Концы швов нагревались кислородно-пропановым пламенем, направленным под углом  $45^\circ$  относительно основного листа. На нагрев до  $550^\circ \text{C}$  в исследуемой зоне затрачивалось 5 мин. Затем концы швов закаливались водяной струей, направленной в угол. Охлаждение данной зоны до комнатной температуры длилось 5 сек. Несколько образцов закаливалось путем погружения в воду всей пластины.

Если в исходном состоянии образцы имели предел выносливости  $9,3 \text{ кг/мм}^2$ , то после закалки образцов он увеличивался до  $20,9 \text{ кг/мм}^2$ , т. е. на 120%, но когда такие же образцы после нагрева погружались в воду, эффект заметно снижался. Сравнение этих данных с результатами, полученными ранее Гюннертом [212], показало, что увеличение скорости нагрева способствует повышению долговечности соединения. Следует также отметить, что местный нагрев с быстрым охлаждением и точечный нагрев дают практически одинаковые результаты.

Чтобы исключить мартенситные превращения после закалки, в упомянутых исследованиях температура нагрева ограничивалась 550 и 500° С. В опытах, проведенных в Японии (Хироси и Тацуо) с целью перекристаллизации металла шва (0,15—0,25% С; 0,5—1,2% Мп; 0,4—0,6% Si), осуществлялся быстрый высокочастотный нагрев до температуры 800° С с последующим быстрым охлаждением. При содержании углерода 0,20 % С время нагрева составляло  $5 \times 50$ — $5 \times 10^3$  сек, а при 0,15% —  $2 \times 10^2$ — $2 \times 10^4$  сек. Охлаждение продолжалось 30 сек. В результате такой обработки сварные соединения повышали предел выносливости в 3,5 раза, а гладкие сварные образцы в 2 раза.

В рассмотренных способах нагрева и охлаждения снятие или перераспределение остаточных напряжений происходило вследствие довольно медленного квазистатического процесса релаксации. Сотрудники физико-механического института АН УССР [121] предложили использовать для снятия растягивающих остаточных напряжений в сварных соединениях высокоинтенсивный источник нагрева — лазер. В этом случае в процессах релаксации существенную роль могут играть термоупругие волны, возникающие в результате быстрого подвода тепла, а также структурные превращения. Опробывание выполнялось на цилиндрической оболочке диаметром 300 мм и толщиной стенки 3 мм, изготовленной из сплава ВТ-14 и сваренной в стык аргонодуговым методом. Облучению подвергалась только наружная поверхность шва шириной 10 мм при плотности энергии, не приводящей к выбросу металла и обеспечивающей тонкий равномерный слой проплавления.

Остаточные напряжения растяжения, достигавшие в шве  $10 \text{ кг/мм}^2$ , после импульсного облучения лучом лазера «переносились» на основной металл с более равномерным распределением, а в районе соединения создавались небольшие сжимающие остаточные напряжения. Дальнейшие исследования, связанные с выяснением основных факторов, приводящих к снятию напряжений, а также оценкой эффективности и технологичности предложенного нового способа обработки соединений, позволяют определить области практического использования рассматриваемого способа.

Для соединений с резкими концентраторами напряжений Герни [215, 216] вместо применения точечного нагрева опробовал возможность использования механического способа создания сжимающих остаточных напряжений — точечное обжатие металла. После обжатия предел выносливости образцов с фланговыми швами возрастал на 90% (рис. 92, а). Аналогичные результаты были получены в ИЭС им. Е. О. Патона [162] при испытании швеллеров из стали Ст.3, прикрепленных к концевым планкам фланговыми швами. Пластическое обжатие осуществлялось на прессе с помощью пуансонов диаметром 20 мм вблизи концов фланговых швов (на швеллерах и концевых планках). Давление на пуансон составляло 28 т; нагрузка поддерживалась в течение 30 сек. После обжатия на образце оставалась впадина — точка с четким очертанием границ.

Такие точки ставились так близко к концам фланговых швов, насколько позволяла конструкция конусообразного пуансона. Между точкой и концом шва оставался зазор 5—8 мм. Усталостные трещины в таких образцах зарождались не по концам фланговых швов, как обычно, и не по границам точек, а в наплавленном металле швов, на некотором расстоянии от концов, где остаточные напряжения от обжатия были не сжимающими, а растягивающими. Предел выносливости образцов с фланговыми швами после обжатия повысился на 70% (рис. 92, б).

Переход от точечного обжатия к линейному может расширить возможности этого способа. Он мог бы найти применение в

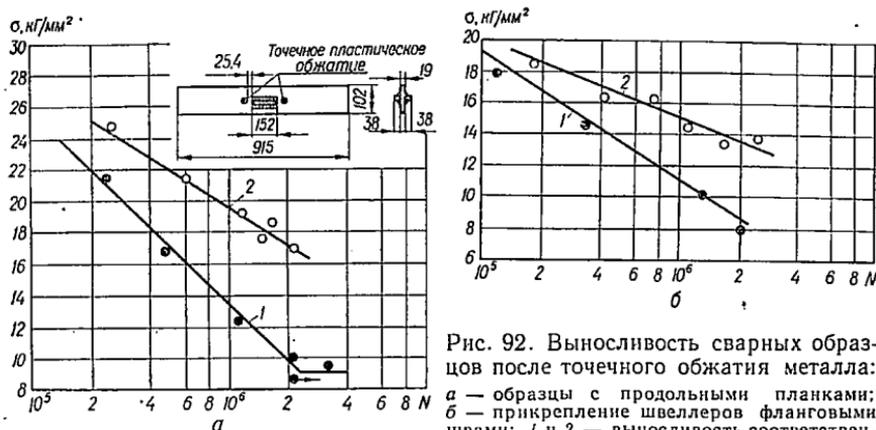


Рис. 92. Выносливость сварных образцов после точечного обжатия металла: а — образцы с продольными планками; б — прикрепление швеллеров фланговыми швами; 1 и 2 — выносливость соответственно в исходном состоянии и после точечного пластического обжатия.

стыковых соединениях и в соединениях с лобовыми швами. Однако способ обжатия металла на большой длине не был опробован Герни. В данном случае он приближается к ранее рассмотренному методу упрочнения металла поверхностным пластическим деформированием и отличается от него тем, что вблизи соединения обработке подвергается только узкая полоска металла, а не все соединение.

Эффективность линейного обжатия проверялась в ИЭС им. Е. О. Патона [162, 164] на образцах из стали 10Г2С1 ( $\sigma_b = 53,2 \text{ кг/мм}^2$ ;  $\sigma_T = 37,5 \text{ кг/мм}^2$ ) с поперечными планками и со стыковыми швами (рис. 93). Планки приваривались вручную электродами УОНИ 13/45. Сварка стыковых швов выполнялась под флюсом. Для обжатия были изготовлены пуансоны длиной 80 мм, поэтому обжатие проводилось за несколько приемов, каждый раз с перекрытием предыдущей части. Обжатые полоски располагались на расстоянии 2—5 мм от шва и имели ширину 5 мм. Напряжение линейного обжатия принималось таким же, как и точечного; в условном исчислении оно равнялось  $2\sigma_T$ .

После обжатия на основном металле оставались канавки глубиной 0,5—0,7 мм. Трещины усталости зарождались, как обычно, по линии сплавления швов с основным металлом, но долговечность об-

жатых образцов в пять — десять раз была выше, чем образцов в исходном состоянии. Пределы выносливости  $\sigma_{-1}$  возросли на 40—110%. При пульсирующем цикле напряжений предел выносливости стыковых соединений повысился на 30%.

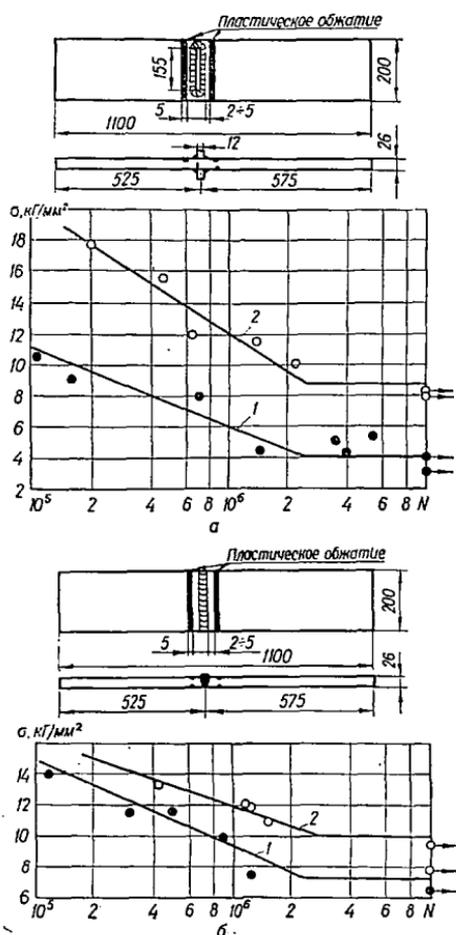


Рис. 93. Выносливость сварных соединений после линейного пластического обжатия:

а — образцы с поперечными планками; б — стыковые соединения; 1 и 2 — выносливость образцов соответственно в исходном и после линейного обжатия.

Пластическое обжатие полосы металла вдоль соединения создает в нем сжимающие остаточные напряжения. На рис. 94 приведено распределение остаточных напряжений в поверхностном слое металла вблизи стыкового соединения в исходном состоянии и после его пластического обжатия (нагрузка 30 т). Из сопоставления эпюр видно, что линейное обжатие полностью снимает растягивающие остаточные напряжения и создает по линии концентрации напряже-

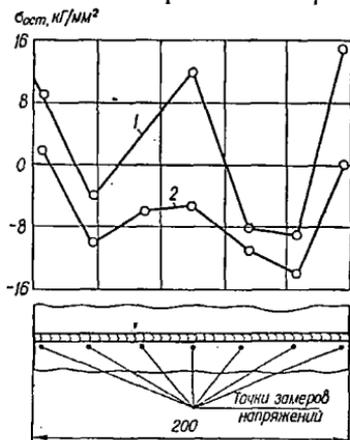


Рис. 94. Распределение остаточных напряжений на поверхности металла вблизи стыкового шва:

1 — после сварки; 2 — после пластического обжатия.

ний сжимающие остаточные напряжения. Наряду с измерением этих напряжений определялась величина пластической деформации, возникающей в результате обжатия. Для этой цели из такого же материала (сталь Ст. 3) изготавливалась модель, имитирующая сварное соединение. При обжатии пластическая деформация металла в непосредственной близости от искусственного шва не пре-

вышла 1—2%. Отсюда можно заключить, что основным фактором, изменяющим выносливость сварных соединений после пластического обжатия, являются сжимающие остаточные напряжения.

Точечное и линейное обжатия следует отнести к перспективным способам обработки сварных соединений. Здесь прост и контроль качества выполненной работы. Он сводится к проверке расположения и глубины канавок, остающихся после обжатия. Однако для механического обжатия металла в производственных условиях не созданы еще специальные приспособления, подобные описанным выше, для обработки всей поверхности соединения. Возможно, для этой цели может найти применение высокоскоростное пульсирующее деформирование, осуществляемое с помощью пневматического молотка Р-1 с ускорителем [136] или же магнитно-импульсного устройства для деформирования металла, подобное применяемому для сварки металлов соударением [180].

При необходимости выполнения больших объемов работ и в случае упрочнения труднодоступных участков швов целесообразной может быть локальная микровзрывная обработка соединения. Такой вид обработки недавно предложен [97, 171]. Его не следует отождествлять с упрочнением взрывом всего изделия. Как известно, общее глубинное упрочнение изделий и деталей, которые во время эксплуатации испытывают действие значительных ударных нагрузок или интенсивно изнашиваются (крестовины железнодорожных рельсов, захваты камнедробилок, детали мельниц, ковши экскаваторов и т. п.), осуществляется путем детонации зарядов взрывчатого вещества в контакте с металлом. Как показали исследования, выполненные в СО АН СССР и других организациях, а также фирмой «Дюпон» (США), при детонации создается фронт ударной волны с давлениями, превышающими 100 кбар. Такие давления вызывают пластические деформации, которые изменяют физико-механические свойства материалов, в результате чего существенно повышаются предел текучести, прочность и предел выносливости [130, 205].

В предлагаемом способе обработке подвергаются только поверхностные слои металла в месте перехода к сварному шву. В этом случае локальная взрывная обработка значительно менее интенсивна, чем общая глубинная, и направлена главным образом на создание в местах концентрации сжимающих остаточных напряжений. Она сводится к следующему. Вдоль линии сплавления шва с основным металлом размещаются цилиндрические заряды насыпного взрывчатого вещества — гексогена, заключенного в гибкую хлорвиниловую трубку. Между зарядами и поверхностью образца находится двухмиллиметровый слой пластилина, который служит передаточной средой при воздействии взрывной волны на поверхность и для прикрепления зарядов к изделию (рис. 95). Взрыв четырех зарядов производится одновременно с помощью электродетонатора.

Для установления оптимальной величины заряда, при напряжениях  $\pm 8 \text{ кг/мм}^2$  определялась долговечность однотипных

образцов с поперечными угловыми швами (рис. 96, а), прошедших импульсивную обработку различной интенсивности [97]. Интенсивность изменялась путем взрыва зарядов, отличавшихся диаметром трубок и их количеством. Наиболее долговечным оказался образец,

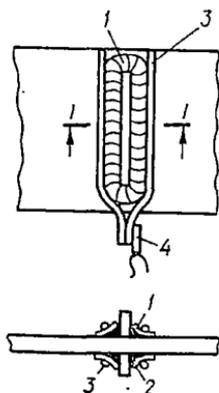


Рис. 95. Расположение зарядов на образце:

1 — сварной шов; 2 — слой пластилина,  $b = 2$  мм; 3 — заряды гексогена; 4 — электродетонатор.

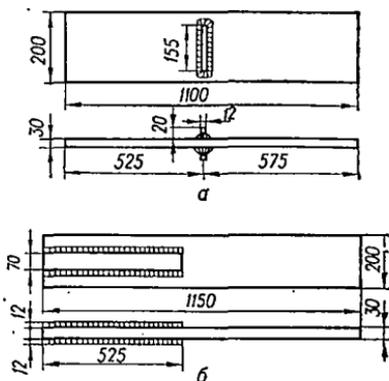


Рис. 96. Сварные образцы для импульсивной обработки с поперечными угловыми (а) и фланговыми (б) швами.

обработанный взрывом одиночного цилиндрического заряда диаметром 4 мм (табл. 39). В дальнейших опытах [171] такой заряд применялся для обработки сварных образцов не только с поперечными, но и с продольными угловыми швами (рис. 96, б).

Таблица 39. Долговечность образцов после импульсивной обработки различной интенсивности

Обработка образца зарядом	Долговечность	
	тыс. циклов	%
Без импульсивной обработки	600	100
Одиночный заряд, диаметр трубки, мм:		
5,2	800	133
5,8	1300	217
4,0	4000	667
Двойной заряд, диаметр трубки 5,8 и 4,2 мм	600	100

Образцы первого вида изготавливались из сталей Ст. 3 ( $\sigma_T = 26$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 44$  кг/мм<sup>2</sup>); 10Г2С1 ( $\sigma_T = 38$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 53$  кг/мм<sup>2</sup>) и 14ХМНДФР ( $\sigma_T = 64$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 76$  кг/мм<sup>2</sup>); образцы второго вида — из стали М16С ( $\sigma_T = 25$  кг/мм<sup>2</sup>,  $\sigma_B = 42$  кг/мм<sup>2</sup>). Соответственно сталям применялись электроды УОНИ 13/45, УОНИ 13/55 и 48Н1.

Образцы в исходном состоянии и после импульсивной обработки испытывались на плоский изгиб при симметричном ( $r = -1$ ), пульсирующем ( $r = 0$ ) и асимметричном ( $r = +0,3$ ) циклах напряжений по методике, принятой в ИЭС им. Е. О. Патона (см. гл. III). После достижения усталостной трещиной глубины 2—3 мм испытания прекращались. В образцах с поперечными планками обычно наблюдалось несколько очагов усталостного разрушения по линии сплавления шва и основного металла; в образцах с продольными планками трещины зарождались по концам фланговых швов.

Таблица 40. Выносливость сварных соединений после микровзрывной обработки

Соединение	Сталь	$r$	Предел выносливости образцов (база $10^7$ циклов), кг/мм <sup>2</sup>		Повышение предела выносливости, %
			в исходном состоянии	после обработки	
С поперечными угловыми швами	Ст. 3	-1	4,0	7,5	88
	10Г2С1	-1	4,0	7,0	75
	Ст. 3	0	9,8	14,0	43
С продольными угловыми швами	14ХМНДФР	+0,3	12,0	16,0	33
	М16С	-1	2,2	4,8	120
	М16С	0	4,2	9,0	124

После взрывной обработки сопротивление образцов усталостным разрушениям существенно повышалось (табл. 40). По числу циклов долговечность соединений увеличивалась в 3—5 раз. Пределы выносливости повышались на 75—120% при симметричном цикле напряжений и на 120—35% при пульсирующем и асимметричном циклах. По абсолютной величине пределы выносливости в большей степени возрастали при асимметричных циклах напряжений. Надо полагать, что величину заряда следует изменять в зависимости от коэффициента асимметрии цикла, и, вероятно, в случае симметричного нагружения меньшая интенсивность обработки позволит получить больший эффект.

Дальнейшие уточнения параметров взрывной обработки в связи с характером нагружения, видом соединения и механическими свойствами металла, помогут полнее раскрыть возможности этого нового и, очевидно, весьма перспективного способа повышения выносливости сварных соединений. Однако и в настоящее время такой метод может успешно применяться для повышения долговечности конструкций.

### 3. Нанесение покрытий

Окружающие жидкости и газы заметно изменяют сопротивление стали усталостным разрушениям (табл. 41). Менее изучено влияние твердых покрытий. Маттингом [31] было отмечено

изменение выносливости образцов с отверстием после его заполнения материалом с меньшим модулем упругости, чем у стали. Эти опыты послужили основанием для изучения влияния твердых покрытий на сопротивление усталости материалов и сварных соединений в обычных условиях, т. е. при отсутствии агрессивных сред.

Гильде, Мюллер и Шварц [31, 210] проверяли целесообразность использования пластмассовых покрытий для повышения выносливости сварных соединений и деталей с надрезами. Образцы сечением 40 × 8 мм, а также элементы сварных конструкций испытывались

Таблица 41. Влияние окружающей среды на сопротивление сталей усталостным разрушениям

Сталь, состояние металла в поверхностном слое	Окружающая среда	Изменение предела выносливости, %	Литературный источник
Сталь 45, троостит	3%-ный водный раствор	—77	[181]
Сталь 45, перлит-феррит		—64	
Сталь 45 с закаленным поверхностным слоем		—47	
Сталь с 13% С	Вода Вода Этиловый спирт 10% NaOH Бензин Вакуум $10^{-3}$ мм рт.ст. Азот	—40	[31]
Сталь с 0,75% С		—22	
		—13	
		+15	
		+18	
Сталь		+5	Повышение

на воздухе в исходном состоянии и после их покрытия эпоксидными и полиэфирными смолами с наполнителями. Перед нанесением покрытия поверхность изделий и образцов подвергалась пескоструйной очистке. После нанесения покрытия образцы с надрезами повышали предел выносливости вдвое, стыковые соединения — на 75%, а образцы с коррозионными раковинами — на 65%. Заметно увеличивали свою долговечность и сварные элементы. Следует отметить, однако, что положительный эффект проявлялся только при испытаниях на переменный изгиб. Испытания тех же образцов при циклическом осевом нагружении не выявили влияния полимерных покрытий.

Опыты были повторены в Пражском институте материалов. При этом дополнительно испытывались образцы, прошедшие только пескоструйную обработку. Образцы, покрытые пластмассой, и образцы, очищенные пескоструем, показали одинаковую выносливость. Эффект покрытия не проявился.

Одновременно выполнялась проверка метода покрытия в ИЭС им. Е. О. Патона [164]. Образцы были двух типов — сечением 80 × 14 мм с пересекающимися швами (сталь 14Г2) и сечением 200 ×

× 20 мм со стыковыми соединениями (сталь 10Г2С1). На швы и околошовную зону наносился слой эпоксидной смолы ЭД-5 с добавлением отвердителя (полиэтиленполиамин) и пластификатора (дибутилфталата). Пластмассовый слой плавно переходил на основной металл. После полимеризации и дополнительного трехдневного вылеживания образцы испытывались на изгиб при симметричном цикле напряжений. Долговечность больших образцов, покрытых пластмассой, оказалась такой же, как и образцов без покрытия. Повышение выносливости до 18% (при заметном рассеянии результатов) наблюдалось на малых образцах. Состав покрытия в них был тот же, но соотношения между компонентами иное.

Причины, вызывающие изменение сопротивления усталости под влиянием пластмассовых покрытий, изучены недостаточно полно. По данным исследования В. Н. Шавырина [184], одним из факторов, вызывающих повышение выносливости сварных соединений тонколистовых конструкций из алюминиевых сплавов после нанесения полимерных покрытий, являются остаточные напряжения, возникающие на границе металл — клей.

Вследствие усадки в слое эпоксидного клея толщиной 0,14—1,1 мм создаются растягивающие остаточные напряжения до 1,5—2,0 кг/мм<sup>2</sup>. Возникновение таких напряжений в покрытии приводит к образованию сжимающих остаточных напряжений в пограничном металле. Стыковые соединения сплава Д-20 после нанесения клея ВК-9 повышали предел выносливости на 50%. В случае нахлесточных соединений эффект заметно снижался.

К возможным факторам повышения выносливости относят также взаимодействие между углеродными цепями и поверхностью металла, что в свою очередь зависит от свойств полимерного материала и особенно наполнителя [210]. К такому выводу пришли Л. М. Школьник, Б. З. Акбашев и В. И. Шахов [193], наблюдавшие заметное (на 27%) повышение предела выносливости образцов из алюминиевого сплава АМГ-3 после покрытия их смолой ВДУ-3 и не обнаружившие возрастания выносливости у образцов из сталей. Авторы объясняют это тем, что для стали не был подобран соответствующий состав полимерного материала.

Изысканию наиболее перспективных полимерных покрытий применительно к сталям посвящена работа [197]. Испытанием на чистый изгиб при вращении круглых образцов с выточками оценивалась эффективность 28 различных материалов. Наилучшие результаты показали три материала Gupa — Fixe, ZIS-217 и Rhodester 1110T, названные соответственно материалами А, В и С. В дальнейшем

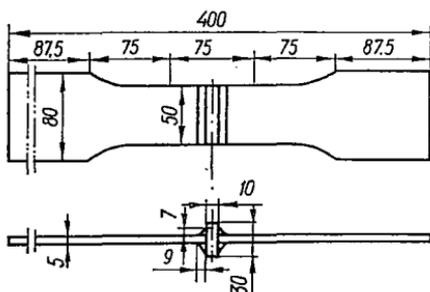


Рис. 97. Крестообразные образцы.

эти материалы были использованы для покрытия сварных крестообразных образцов из малоуглеродистой стали А42С. Крестообразные образцы (рис. 97) испытывались при осевом нагружении ступенчатым методом, в результате чего определялось напряжение, вызывающее разрушение 50% образцов при  $N = 2 \cdot 10^6$  циклов. Было испытано 15 образцов в исходном состоянии и три серии по 5 образцов с различными покрытиями. Выявленная таким образом эффективность составляла: 7,5—10% в случае применения материала С; 10—15% при применении материала А и 15—20% при приме-

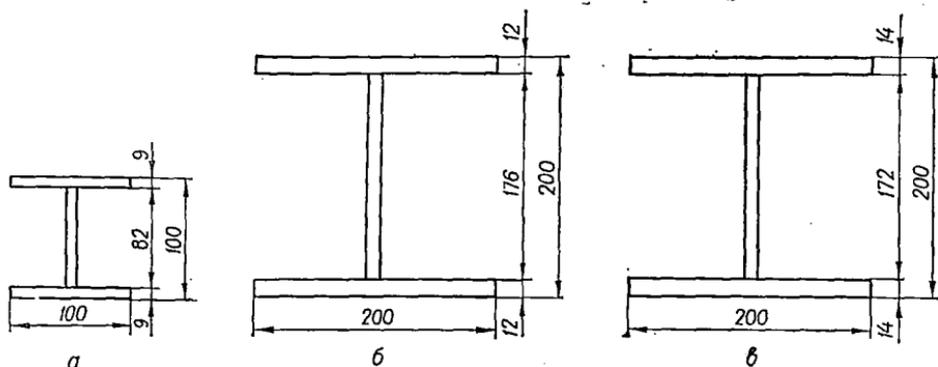


Рис. 98. Сечения сварных двутавровых балок, на которых изучалось влияние горячего цинкования:

а — балки малой длины; б и в — балки большой длины.

нении материала В. Полученная эффективность менее значительна, чем та, которая наблюдалась Гильде при испытаниях на знакопеременный изгиб.

Более действенными могут оказаться металлические покрытия. Изучение влияния цинковых, медных и кадмиевых пленок на усталость соединений со стыковыми необработанными швами показало [241, 242], что наилучшие результаты дает горячее цинкование. Такое покрытие выполнялось путем погружения сварных образцов в ванну с цинком при температуре  $470^\circ \text{C}$  на 70 сек и последующего быстрого охлаждения в воде [241]. Чтобы определить раздельное влияние закалки и цинкования, определялось сопротивление усталости сварных образцов, прошедших только термическую обработку в цинковой ванне, и таких же образцов с нанесением цинкового покрытия. Предел выносливости оцинкованных стыковых соединений малоуглеродистых сталей повышался до предела выносливости основного металла. Термическая обработка без покрытия образцов цинком увеличивала сопротивление усталости в меньшей степени. Авторы пришли к выводу, что в результате горячего цинкования сопротивление усталости сварных соединений изменяется под влиянием двух факторов: упрочнения под действием старения и остаточных напряжений сжатия, возникающих в поверхностном слое соединения [242].

Последующие исследования проводились на сварных двутавровых балках (рис. 98) из малоуглеродистой стали S15C 0,17% С; 0,27% Si; 0,51% Mn; 0,012% P; 0,020% S, длина которых составляла

Таблица 42. Условия горячего цинкования и охлаждения сварных балок

Обработка	Двутавровые балки	
	малые	большие
Травление:		
кислота	1% HCl	15% H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>
температура ванны, °С	12	53—57
продолжительность погружения, мин	35	35—60
Флюсование 15% NH <sub>4</sub> Cl (водный раствор):		
температура ванны, °С	80	80—82
продолжительность погружения, сек	60	80
Цинкование		
температура ванны, °С	480	480—485
продолжительность погружения, сек	70	120
Водяное охлаждение, температура воды, °С	20	14—16

1100 мм (малые балки) и 3000 мм (большие балки). Посредине каждого пояса имелся стык, который выполнялся дуговой сваркой под флюсом или же в среде защитных газов. Усиление швов сохранялось. Горячему цинкованию (табл. 42) подвергались либо оба пояса балки, либо один из них.

После обработки только сжатого пояса долговечность балок заметно понижалась, но когда горячему цинкованию подвергались оба пояса или растянутый пояс, долговечность существенно повышалась. В качестве примера на рис. 99 приведены средние значения долговечностей, относящиеся к малым балкам, испытание которых проводилось на переменный изгиб при максимальных 23 кг/мм<sup>2</sup> и минимальных 3 кг/мм<sup>2</sup> напряжениях. Аналогичные результаты были получены на балках большого и малого размера при других напряжениях. Во всех случаях закалка при цинковании давала больший эффект, чем нанесение эпоксидного покрытия.

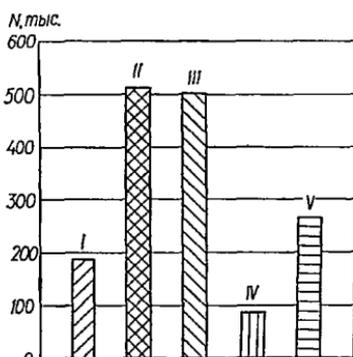


Рис. 99. Долговечность сварных балок:

I — исходное состояние; II — закалка растянутого пояса; III — закалка двух поясов; IV — закалка сжатого пояса; V — покрытие эпоксидной смолой.

#### **4. Изменение хладостойкости соединений под влиянием обработок, повышающих выносливость**

Для конструкций, работающих при низких температурах, выбор метода повышения выносливости сварных соединений, помимо прочего, должен определяться тем, какое влияние он оказывает на сопротивление сварных соединений хрупким разрушениям. Известно, что условия возникновения и развития хрупкой трещины определяются напряженным состоянием и вязкостью материала. Оба параметра могут существенно изменяться под влиянием той или иной обработки металла. В этой связи метод, избираемый для повышения выносливости соединений, не должен снижать хладостойкость конструкций в интервале температур, характерных для ее изготовления, монтажа или эксплуатации.

Механическая обработка, понижающая концентрацию напряжений, уменьшающая степень объемности напряженного состояния и вместе с тем не вызывающая изменений в свойствах металла, естественно, не может отрицательно сказаться на сопротивлении конструкции хрупким разрушениям. К способам обработки, практически не изменяющим хладостойкость соединений, можно отнести также устройство деконцентраторов, увеличение длины швов и покрытие соединений пластмассами.

Высокий отпуск, снижающий остаточные напряжения и, главное, восстанавливающий пластические свойства стали в зонах концентрации пластических и термопластических (сварочных) деформаций [28, 57, 246], существенно повышает сопротивление сварных соединений возникновению и распространению хрупких трещин.

Сложнее сделать вывод о возможном воздействии на сопротивление соединений хрупким разрушениям тех видов обработки, которые связаны с перераспределением растягивающих и созданием сжимающих остаточных напряжений. Это местный нагрев, предварительная перегрузка конструкции, поверхностный наклеп, пластическое обжатие и микровзрывная обработка. Такое повышение выносливости оказывает влияние как на характер напряженного состояния, так и на вязкость металла, причем если в первом случае это влияние может быть положительным, то во втором оно носит сложный и недостаточно ясный характер. Ниже приводятся результаты исследований [172, 251, 252 и др.], посвященные изучению влияния упомянутых обработок на хладостойкость основного металла и сварных соединений.

Наибольшее охрупчивание металла происходит в результате динамического старения, т. е. старения, протекающего в процессе деформирования металла при температурах 100—550° С. Подобное явление наблюдается и при локальном нагреве металла вследствие развития термопластических деформаций, величина которых существенно возрастает, если в зоне текучести находится геометри-

ческий концентратор напряжений. В этих условиях инициирование хрупкой трещины может происходить при сравнительно небольших нагрузках как при наличии растягивающих остаточных напряжений, так и при их отсутствии [57, 59, 245].

Поскольку с точки зрения повышения выносливости использование локального нагрева дает наилучшие результаты, когда зона термопластических деформаций располагается в непосредственной близости от концентратора напряжений, даже небольшое смещение точки нагрева от оптимального ее расположения может привести к

концентрации термопластических деформаций и снижению сопротивления элемента начальной стадии хрупкого разрушения. Кроме того, параметры, от которых зависят размеры зоны термопластических деформаций, не всегда могут быть определены на практике

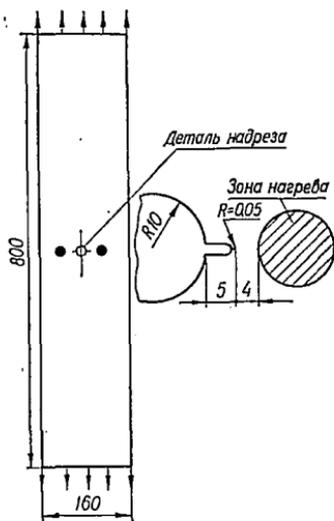


Рис. 100. Вид образцов из листовой малоуглеродистой стали ВСт.3.

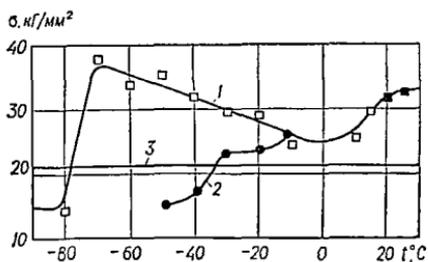


Рис. 101. Зависимость разрушающих нетто-напряжений от температуры испытания:

1 — исходное состояние; 2 — после местного нагрева; 3 — условный уровень предела текучести.

с достаточной точностью. В этой связи нельзя не считаться с воз-

можностью охрупчивания металла при местном нагреве, которое может повлечь за собой разрушение конструкции при низких номинальных напряжениях.

В опытах [172] использовалась листовая малоуглеродистая сталь ВСт.3 ( $\sigma_T = 21,3 \text{ κГ/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 38,5 \text{ κГ/мм}^2$ ) толщиной 20 мм. Образцы представляли собой пластины с острым концентратором напряжений, вершина которого подвергалась локальному нагреву до 600—650° С (рис. 100). При испытании регистрировалась величина номинальных разрушающих напряжений, которая сопоставлялась с пределом текучести материала. Параллельно для сравнения испытывались аналогичные образцы без нагрева.

Как видно из рис. 101, нагрев повышал нижнюю критическую температуру хрупкости более чем на 40° С и несколько снижал уровень разрушающих напряжений в диапазоне между нижней и верхней критическими температурами. Отсюда можно сделать

вывод, что локальный нагрев может заметно уменьшить сопротивление металла начальной стадии хрупкого разрушения.

На практике точечному нагреву подвергаются менее острые концентраторы, чем те, которые были использованы в описанном эксперименте. Тем не менее и при других концентраторах степень охрупчивания может быть заметной, особенно при недостаточном задоре за выполнением местного нагрева.

Предварительная перегрузка может оказывать как положительное, так и отрицательное действие на хладостойкость сварных конструкций в зависимости от уровня перенапряжения и некоторых других условий. По данным исследований Николса [251, 252], положительный эффект предварительного нагружения в основном связан со снятием растягивающих и созданием сжимающих остаточных напряжений в зонах концентраторов напряжений. Автор полагает, что в том случае, когда направление и распределение предварительной нагрузки соответствует таковым при последующем нагружении, возможность хрупкого разрушения в условиях низких номинальных напряжений исключается. В этой связи предварительное перенапряжение рекомендуется для повышения надежности сварных конструкций, работающих при пониженных температурах.

Высказанное предположение не вызывает возражений, поскольку растягивающие остаточные напряжения повышают нижнюю критическую температуру и уменьшают разрушающие напряжения в закрытой области [32], а сжимающие остаточные напряжения должны вызывать противоположный эффект. Кроме того, небольшая пластическая деформация может несколько улучшить пластичность металла в зонах динамического старения, обусловленного концентрацией термопластических деформаций [32].

Вместе с тем необходимо отметить, что предварительное нагружение, вызывающее общую текучесть ослабленного сечения, может существенно понизить сопротивление сварных соединений начальной стадии хрупкого разрушения [267]. Об этом же свидетельствуют результаты исследований (рис. 102) [172]. Исследованию подвергались образцы из малоуглеродистой стали ВСт. 3 толщиной 12 мм. Образцы с надрезом в металле шва, выполненного электродами ОММ-5, подвергались предварительной перегрузке различной величины. Номинальные нетто-напряжения предварительного нагружения составляли 18 и 29 кг/мм<sup>2</sup>; в последнем случае общее остаточное удлинение образца достигало 0,4%.

Умеренное предварительное нагружение практически не повлияло на поведение образцов при температурах до  $-60^{\circ}\text{C}$ . В отличие от этого предварительное нагружение, вызывающее общую текучесть ослабленного сечения, значительно повысило нижнюю критическую температуру и привело к уменьшению уровня разрушающих напряжений между верхней и нижней критическими температурами. В результате уже при  $-10^{\circ}\text{C}$  разрушающие напряжения не превышали уровня предела текучести, несмотря на то что в дан-

ном случае направление предварительного нагружения совпадало с таковым при испытании.

Если местный нагрев и предварительное нагружение влияют преимущественно на сопротивляемость сварных соединений возникновению хрупких трещин, то местное пластическое обжатие и импульсивная обработка могут оказывать воздействие на обе стадии разрушения. В том случае, когда наклеп, обусловленный обработкой, и последующее старение вызывают интенсивное охрупчивание,

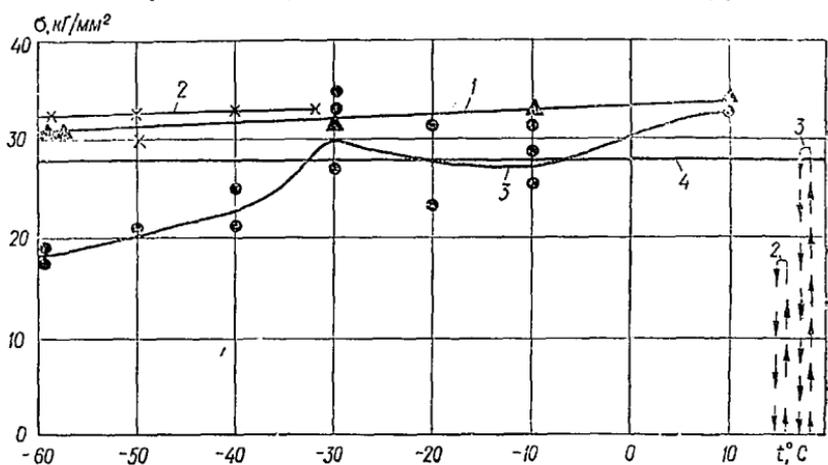


Рис. 102. Зависимость разрушающих нетто-напряжений от температуры испытания:

1 — без предварительной деформации; 2 — умеренное предварительное нагружение ( $\sigma = 18 \text{ кг/мм}^2$ ) и последующее старение (2 ч при  $250^\circ\text{C}$ ); 3 — предварительная перегрузка ( $\sigma \approx 29 \text{ кг/мм}^2$ ) и последующее старение (2 ч при  $250^\circ\text{C}$ ); 4 — условный уровень предела текучести металла в недеформированном состоянии.

могут создаваться благоприятные условия не только для инициирования, но и для распространения разрушения, так как движущаяся трещина, распространяясь вдоль наименее вязких зон, обладает избирательной способностью.

Поскольку при пластическом обжатии или импульсивной обработке области, в которых происходит изменение механических свойств, могут иметь значительную протяженность, сопротивляемость сварных соединений разрушению в целом может оказаться пониженной. При этом ярко выраженный отрицательный эффект, вероятно, может наблюдаться только при очень сильном охрупчивании металла. Кроме того, при больших толщинах листа размеры обработанной зоны будут относительно невелики и, следовательно, условия распространения трещины должны определяться главным образом вязкостью неповрежденного материала.

Эти предположения получили подтверждение в работе [172]. Исследование влияния предварительного обжатия и микровзрывной обработки на сопротивляемость околошовной зоны распространению хрупкой трещины выполнялось в соответствии с методикой, изло-

женной в работе [58]. К одной стороне пластины приваривалось составное ребро (рис. 103). Плотнo подогнанные торцы составного ребра образовывали узкую щель — резкий концентратор напряжений, расположенный поперек поля высоких растягивающих остаточных напряжений. Замороженные до различных температур образцы испытывались на разрыв. Через каждые 5—10 *т* статической нагрузки по образцу со стороны, противоположной ребру, маятниковым копром наносился удар, энергия которого 8,5 *кГм*. В момент нанесения удара в образце образовывалась трещина, берущая начало от щели составного ребра. В зависимости от величины растягивающих рабочих напряжений и от температуры образца трещина останавливалась или же пересекала все его сечение. При каждой температуре испытывалось несколько образцов. В результате определялось максимальное напряжение, при котором трещина

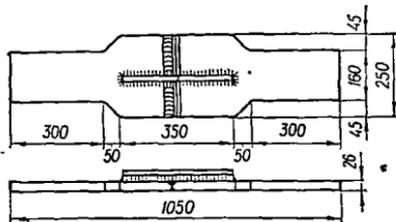


Рис. 103. Образец для определения склонности металлов к распространению хрупких трещин.

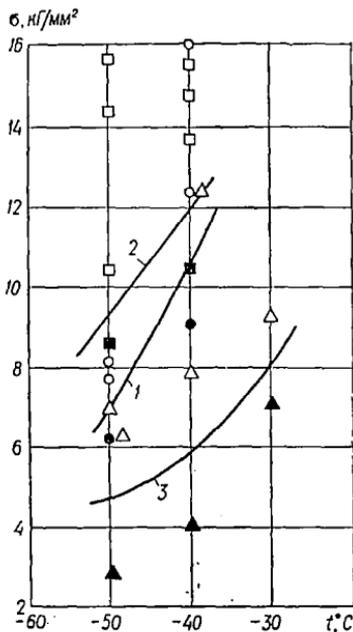


Рис. 104. Сопротивление образцов распространению хрупкой трещины: 1 — в исходном состоянии; 2 — после микровзрывной обработки околошовной зоны стыкового соединения; 3 — после пластического обжатия околошовной зоны стыкового соединения.

останавливается, и минимальное напряжение, при котором она пересекает все сечение образца. Между этими двумя напряжениями и находится искомое критическое напряжение, отвечающее распространению трещины. Как показала практика испытаний, критическое напряжение может быть определено достаточно точно. Проводя такие испытания при различной температуре, нетрудно установить зависимость от нее критических напряжений.

В описываемых опытах пластины (сталь 10Г2С1;  $\sigma_T = 47 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_B = 61 \text{ кг/мм}^2$ ) имели стыковое соединение, околошовная зона которого подвергалась пластическому обжатию или микровзрывной обработке. Пластическое обжатие осуществлялось на прессе с помощью пуансонов; микровзрывная обработка околошовной зоны производилась цилиндрическими зарядами гексогена диа-

метром 4 мм с промежуточным слоем пластилина толщиной 2 мм. Составное ребро приваривалось к образцу после проведения всех операций. Щель в составном ребре размещалась в зоне обжатого металла.

Результаты испытаний (рис. 104) свидетельствуют о том, что микровзрывная обработка практически не влияет на условия распространения хрупкой трещины: результаты испытаний обработанных и необработанных соединений лежат в пределах разброса, характерного для подобных опытов. Следует отметить, что в некоторых случаях, трещина, начиная распространяться в наклепанной зоне, выходила затем в основной металл. Это обстоятельство еще раз подтверждает, что анизотропия пластических свойств, связанная с микровзрывной обработкой, незначительна.

Наряду с этим пластическое обжатие, осуществлявшееся механическим способом, снизило сопротивляемость металла околошовной зоны распространению хрупкого разрушения, что, по всей вероятности, связано с более высокой степенью предварительной деформации и большей глубиной деформированной зоны.

Кроме того, была сделана попытка оценить влияние микровзрывной обработки на сопротивляемость стали 10Г2С1 зарождению хрупкой трещины. Испытанию подвергались образцы, подобные описанным выше (см. рис. 100), с надрезом, расположенным в деформированной зоне. Часть образцов испытывалась непосредственно после микровзрывной обработки; другая — подвергалась дополнительному искусственному старению (3 ч при 250° С), призванному имитировать возможные изменения в свойствах наклепанного металла с течением времени. Для сопоставления были также проведены испытания образцов в исходном (необработанном) состоянии.

Микровзрывная обработка (рис. 105) незначительно повлияла на прочность образцов. Верхняя критическая температура, соответствующая переходу от вязкого к квазихрупкому характеру разрушения, в результате наклепа и последующего старения несколько повысилась; в области нижних критических температур в поведении образцов не наблюдалось существенных изменений.

Таким образом, можно сделать вывод, что микровзрывная обработка практически не снижает стойкость сварных соединений против хрупких разрушений. Надо полагать, что и пластическое обжатие, осуществляемое механическим способом, при соответ-

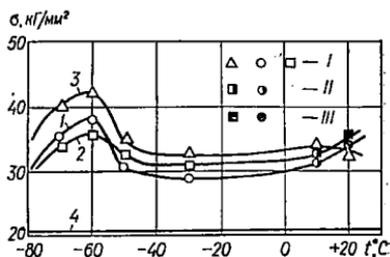


Рис. 105. Зависимость разрушающих нетто-напряжений от температуры испытания:

1 — в исходном состоянии; 2 — после микровзрывной обработки; 3 — после микровзрывной обработки и старения; 4 — условный уровень предела текучести; I — хрупкое (по виду) разрушение; II — смешанное разрушение; III — вязкое разрушение.

вующем выборе глубины деформированной зоны также не будет существенно снижать работоспособность сварных соединений при низких температурах.

### 5. Области применения основных способов обработки соединений

Способы повышения выносливости сварных соединений, основанные на снижении концентрации напряжений и изменении полей остаточных напряжений, для удобства рассмотрения разделены на две группы (I и II) (табл. 43). В первую группу вошли способы общей обработки конструкций или их элементов, а во вторую — способы местной обработки. Сопоставление указанных в таблице видов обработок выполняется по результатам испытаний, описанных в предыдущих разделах. Несмотря на различия применявшихся образцов, критериев и видов испытания на усталость, а также неравномерность распределения результатов по отдельным видам соединений, совокупность данных, представленных в табл. 43, позволяет установить рациональные области применения способов обработки и выделить из них наиболее эффективные.

Высокий отпуск и предварительная статическая перегрузка по-разному повышают выносливость стыковых, нахлесточных соединений и прикреплений конструктивных элементов. Эти способы как бы дополняют друг друга. Если высокий отпуск эффективен в области знакопеременных напряжений, более заметно повышает сопротивление усталости соединений с невысокой концентрацией напря-

жений и прикреплений конструктивного характера, то предварительная статическая перегрузка, наоборот, лучшие результаты дает в области однозначных переменных напряжений и в случае применения сварных соединений с повышенной концентрацией рабочих напряжений. Высокий отпуск снимает остаточные напряжения во всех сварных соединениях. Предварительная статическая перегрузка в большей степени воздействует на соединения с высокими рабочими напряжениями. Этим и определяются области наиболее целесообразного использования того и другого способа обработок. Тем не менее предварительная статическая перегрузка приводит к более ровному повышению выносливости соединений различного вида и с этой точки зрения заслуживает предпочтения. Кроме того, эффективность предварительной статической перегрузки может регулироваться ее величиной. С возрастанием перегрузочных напряжений повышается степень ее эффективности, но следует учесть, что перегрузки, вызывающие номинальные напряжения выше предела текучести материала, при определенных условиях могут приводить к заметному снижению хладостойкости сварных соединений.

Перегрузка может быть рекомендована для металлоконструкций всех видов рассматриваемого профиля и особенно в тех случаях, когда ее можно осуществить без особых трудностей и дополнительных затрат (например, во время статических испытаний конструкции). Как уже упоминалось, дефектные соединения под воздействием перегрузки заметно выравнивают свою несущую способность. Недостаток этого способа обработки — затруднительность контроля перегрузочных напряжений, особенно в сложных узлах.

Способы местной обработки, повышающие выносливость за счет

Таблица 43. Эффективность различных способов обработки сварных соединений

Обработка	Стыковые соединения	
	$r = -1$	$r = 0$
	I. Высокий отпуск	30—70
Предварительная статическая перегрузка, вызывающая номинальные напряжения равные: пределу текучести материала	—	—
предельным допускаемым статическим напряжениям	50	—
II. Механическая зачистка швов	60—90	20—95
Электродуговая обработка швов	35—90	35—280
Поверхностный наклеп пневматическим молотком, многобойковым устройством и т. п.	80—105	45
Точечный и местный нагрев	—	—
Точечное и линейное пластическое обжатие	40	30
Микровзрывная обработка	—	25
Нанесение покрытий	0—20	0—75

малоуглеродистых и низколегированных сталей

Повышение пределов выносливости после обработки, %					
Соединения с лобовыми швами		Соединения с фланговыми швами		Прикрепления конструктивных и связующих элементов	
$r = -1$	$r = 0$	$r = -1$	$r = 0$	$r = -1$	$r = 0$
—	0	30	0	90—260	60
—	30	—	—	135	65
—	—	—	45	—	40
20	5—25	—	0—10	—	0—30
—	30	—	—	60—80	10—20
40—100	—	20—40	—	255	35—70 ( $r > 0$ )
—	—	—	80—105	65	45—200
—	—	—	70—90	110	—
—	—	—	120	80	45
—	—	—	—	—	10—20

наводимых сжимающих остаточных напряжений, для большинства соединений оказываются более действенными, чем способы, основанные на снижении концентрации напряжений. Исключение составляют стыковые соединения, для которых механическая зачистка и электродуговая обработка являются столь же эффективными мерами, как и поверхностный наклеп. Соединения с лобовыми или фланговыми швами, а также различного рода прикрепления незначительно изменяют сопротивление усталости после зачистки швов, если не принимаются дополнительные меры, существенно усложняющие изготовление сварных узлов. В то же время поверхностный наклеп, местный нагрев и другие способы пластического деформирования повышают пределы выносливости таких соединений на 70—80% и только в отдельных случаях на 30—40%. Наибольший эффект от наведения сжимающих остаточных напряжений получают соединения с повышенной концентрацией напряжений.

Более высокое упрочняющее действие поверхностного пластического деформирования подтверждается и практикой эксплуатации таких конструкций, как роторы дымососов мощных блоков ГРЭС. Их сварные швы после зачистки оказывались недостаточно долговечными. Выносливость тех же соединений без механической обработки швов, но после упрочняющего наклепа повысилась во много раз [89].

Поверхностное пластическое деформирование широко используется для повышения сопротивления усталости деталей машин. В то же время в металлоконструкциях, испытывающих переменные напряжения и работающих при низких климатических температурах, такая технология упрочнения не нашла еще применения. Ограничения по использованию наклепа в металлоконструкциях вызываются, главным образом, опасениями возможного проявления его влияния на сопротивление хрупким разрушениям.

Выше было показано, что поверхностное пластическое деформирование, получаемое микровзрывной обработкой, не снижает сопротивления сварных соединений зарождению и распространению хрупких трещин. Когда наклеп выполняется механическим путем, работоспособность конструкции при пониженной температуре в ряде случаев также может быть обеспечена. В этом отношении представляет интерес изучение несущей способности сварных соединений локомотивных тележек. Опыты показали, что поверхностный наклеп пневматическим молотком может понижать несущую способность соединений в условиях пониженных температур при воздействии многократных ударов, вызывающих номинальные напряжения, превышающие предел текучести материала [26, 76]. Однако, когда испытания на многократный удар проводились при номинальных напряжениях ниже предела текучести, сопротивление сварных соединений хрупким разрушениям не понижалось, а заметно возрастало. Исходя из этого поверхностный наклеп рекомендуется теперь для повышения выносливости сварных соединений локомотивных тележек [79]. Этот опыт не должен исключаться при выборе способа обработки строительных и других металлоконструкций.

## РАСЧЕТ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА УСТАЛОСТЬ

Исследования усталостной прочности металлов с прокатной поверхностью и сварных соединений, выполненные в последние два десятилетия, способствовали отражению в нормах проектирования достоверных характеристик выносливости соединений и развитию методов расчета на усталость сварных конструкций и машин. Вместе с тем ряд положений расчета сварных соединений на усталость требует дальнейших уточнений и обоснований, особенно в связи с вероятностно-статистическими подходами к оценкам несущей способности и учету нестационарности нагружения.

### 1. Методики расчета сварных соединений на усталость

При расчете деталей машин на прочность и определении несущей способности элементов строительных конструкций проверка сварных соединений на усталость выполняется по номинальным напряжениям и сводится к установлению неравенства  $N < R$ , где  $N$  — расчетное воздействие внешних переменных нагрузок;  $R$  — расчетная несущая способность сварного соединения по условиям усталости.

Это общее исходное положение не исключает, однако, различий в методиках расчета соединений на усталость. Принятые в отдельных отраслях машиностроения и строительства методики расчета отличаются не только формой, но и подходами к установлению  $N$  и  $R$  в части использования вероятностных аспектов их оценки, а также учета нестационарности нагружения, влияния асимметрии цикла, остаточной напряженности, стадийности развития усталостных трещин и т. д. Дополнительные отличия связаны с особенностями расчетных методов, установившихся в машиностроении и строительстве. Детали машин рассчитываются по методу допускаемых напряжений, элементы строительных конструкций — по методу предельных состояний.

Для деталей машин типичным является метод расчета, рекомендуемый нормами проектирования и изготовления локомотивных тележек [138, 153]. Расчет производится исходя из условий работы сварных рам тележек без усталостных повреждений в течение всего

срока службы локомотива (20—30 лет). Выносливость конструкции оценивается величиной запаса прочности

$$n = \frac{\sigma_{-1}}{K\sigma_v + \psi\sigma_m} \geq 2,0, \quad (15)$$

где  $n$  — запас прочности;  $\sigma_{-1}$  — предел выносливости стандартного образца при симметричном цикле;  $\sigma_m$  — среднее напряжение цикла;  $\sigma_v$  — амплитуда напряжения цикла;  $\psi = \frac{2\sigma_{-1} - \sigma_v}{\sigma_0}$  — коэффициент, учитывающий влияние асимметрии цикла;  $K$  — эффективный коэффициент, учитывающий пониженную сопротивляемость детали усталостному разрушению\*.

Амплитуда  $\sigma_v$  устанавливается по результатам обработки осциллографических записей действующих в раме переменных напряжений. Расчетная величина  $\sigma_v$  находится либо путем выборки максимальных размахов, либо в результате статистической обработки осциллограмм по методу размахов. В последнем случае расчетная величина амплитуды принимается равной

$$\sigma_v = \bar{\sigma}_v + 3S_v, \quad (16)$$

где  $\bar{\sigma}_v$  — статистическая средняя величина амплитуды;  $S_v$  — среднее квадратическое отклонение амплитуды.

Эффективный коэффициент  $K$  рекомендуется устанавливать на основании стендовых испытаний или же путем оценки степени влияния отдельных факторов, ее определяющих:

$$K = \beta_k \frac{k_1 k_2}{\gamma m} \eta. \quad (17)$$

Здесь  $\beta_k$  — эффективный коэффициент концентрации напряжений;  $k_1$  — коэффициент, учитывающий неоднородность материала детали;  $k_2$  — коэффициент, учитывающий внутренние напряжения в материале детали;  $m$  — коэффициент, учитывающий состояние поверхности детали;  $\gamma$  — коэффициент, учитывающий влияние размерного фактора;  $\eta$  — эффективный коэффициент, учитывающий влияние возможного отклонения от установленной технологии.

Для ориентировочного выбора коэффициента  $K$  и оценки исполнения сварных соединений допускается определять его величину исходя из приводимых в справочной литературе эффективных коэффициентов концентрации напряжений  $K_\sigma$ , используя при этом следующую зависимость:

$$K = \frac{K_\sigma}{\xi}, \quad (18)$$

где  $\xi$  — коэффициент пропорциональности, для основных балок рамы тележек его принимают равным 0,5—0,6.

Рекомендуемая методика согласуется с общими принципами и формой расчетов на усталость деталей машин [141]. Вместе с тем

\* Здесь и далее сохраняются буквенные обозначения, указанные в первоисточниках.

очевидно, что для расчета сварных соединений с высокими остаточными напряжениями она требует некоторых уточнений.

Формула (15) для подсчета коэффициента запаса получена исходя из схематизированной диаграммы  $\sigma_m, \sigma_{max}$  (см. рис. 42, б) в предположении постоянства отношения  $\frac{\sigma_a : (\sigma_a)_{соед}}{\sigma_{-1} : (\sigma_{-1})_{соед}}$  без учета влияния остаточных напряжений. Когда в районе сварного соединения действуют значительные остаточные напряжения, более обоснованно исходить из того, что величина  $(\sigma_a)_{соед}$  постоянна (см. главы II и III). В этом случае уравнение линии предельных напряжений сварного соединения (рис. 106) принимает вид

$$\begin{aligned} (\sigma_r')_{соед} &= \sigma_m' + (\sigma_{-1})_{соед} = \\ &= \sigma_m' + \frac{\sigma_{-1}}{K_\sigma}, \end{aligned} \quad (19)$$

где  $(\sigma_r')_{соед}$  — предел выносливости сварного соединения при асимметричном цикле;  $\sigma_m'$  — среднее напряжение цикла;  $K_\sigma$  — эффективный коэффициент концентрации напряжений; штрихами обозначены текущие координаты.

Если заданное напряженное состояние выражается точкой  $M$  с координатами  $\sigma_m, \sigma_{max}$ , то предельное напряжение сварного соединения при простом нагружении (характеризующееся положением точки  $N$ ), а также искомый запас прочности  $n$  наиболее просто [141] определяются путем совместного решения уравнений для линии предельных напряжений и луча  $ON$ . Поскольку уравнение для  $ON$  имеет вид

$$\sigma_{max}' = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_m} \sigma_m' \quad (20)$$

и для точки  $N$

$$\sigma_{max}' = (\sigma_r')_{соед} = (\sigma_r)_{соед}, \quad (21)$$

совместное решение уравнений (19) и (20) дает

$$(\sigma_r)_{соед} = \frac{(\sigma_r)_{соед} \sigma_m}{\sigma_{max}} + \frac{\sigma_{-1}}{K_\sigma}. \quad (22)$$

Отсюда

$$(\sigma_r)_{соед} = \frac{\sigma_{-1} \sigma_{max}}{K_\sigma (\sigma_{max} - \sigma_m)} = \frac{\sigma_{-1} \sigma_{max}}{K_\sigma \sigma_v}. \quad (23)$$

Запас прочности

$$n = \frac{(\sigma_r)_{соед}}{\sigma_{max}} = \frac{\sigma_{-1}}{K_\sigma \sigma_v}. \quad (24)$$

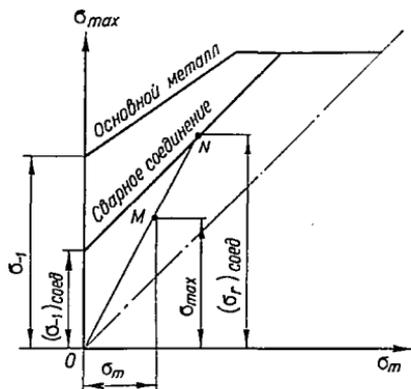


Рис. 106. Схема к определению запасов прочности сварного соединения с высокими остаточными напряжениями.

То же самое выражение для  $n$  можно получить из уравнения (15) подстановкой в него  $\psi = 0$ .

Если исходить из одних и тех же пределов выносливости сварных соединений при симметричном цикле напряжений (или же равных значений  $K_\sigma$ ), то полученные запасы прочности по формуле (24) более высокие, чем полученные по формуле (15). Однако, поскольку

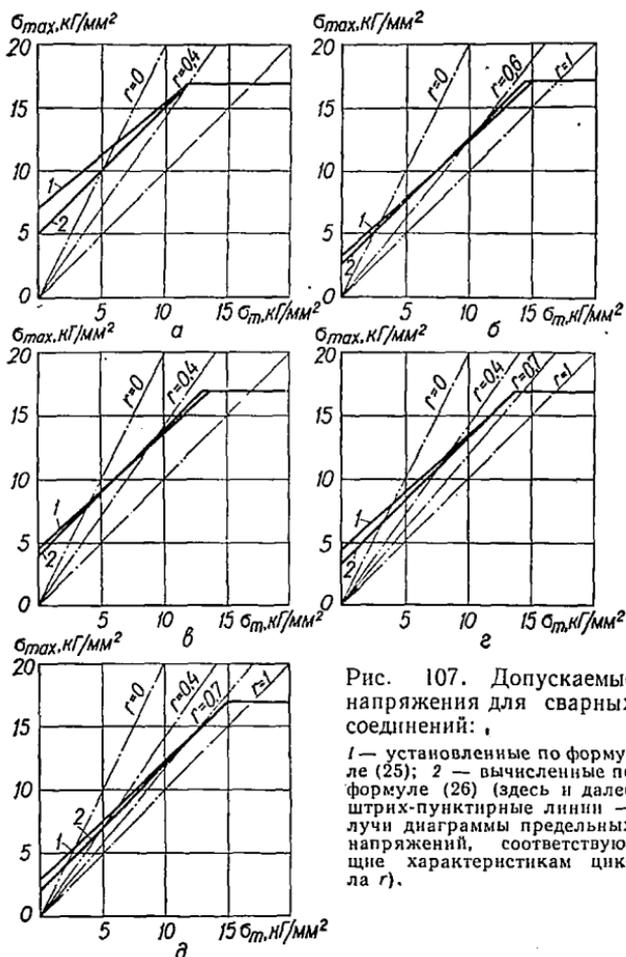


Рис. 107. Допускаемые напряжения для сварных соединений:

1 — установленные по формуле (25); 2 — вычисленные по формуле (26) (здесь и далее штрих-пунктирные линии — лучи диаграммы предельных напряжений, соответствующие характеристикам цикла  $r$ ).

рекомендуемые значения  $K_\sigma$ , установленные по результатам испытания больших образцов с учетом влияния остаточных напряжений, выше принимаемых в настоящее время (см. табл. 21), запасы прочности, подсчитанные по равенству (24), существенно снижаются. Поэтому представляет интерес сопоставить диаграммы допускаемых напряжений, полученные в соответствии с предпосылками, принятыми при выводе формул (24) и (15).

В первом случае значения  $K_\sigma$  и  $\psi$  должны приниматься равными рекомендуемому в настоящее время, а допускаемые напряжения

должны определяться [36] по равенству

$$[\sigma]_r = \frac{\sigma_r}{n} = \frac{2\sigma_{-1}}{n [K_\sigma(1-r) + \psi(1+r)]}. \quad (25)$$

Во втором случае значения  $K_\sigma$  следует принимать по данным табл. 21, а допускаемые напряжения вычислять по формуле

$$[\sigma]_r = \frac{\sigma_r}{n} = \frac{2\sigma_{-1}}{nK_\sigma(1-r)}. \quad (26)$$

Такое сопоставление выполнено на рис. 107, при этом принималось:  $n = 1,3$ , а  $\psi = 0,2$  [36]. Для нахлесточных соединений с обваркой по контуру (рис. 107, б), прикреплений в стык (рис. 107, в) и соединений с фланговыми швами (рис. 107, д) линии допускаемых напряжений 1 и 2 пересекаются под острым углом и практически совпадают. Для стыковых соединений (рис. 107, а) и прикреплений лобовыми швами (рис. 107, е) формула (26) дает более низкие допускаемые напряжения, чем формула (25). В известной мере здесь отражается зависимость сопротивления усталости различных соединений от размеров образцов. Нетрудно заметить, что к первой группе относятся соединения с продольными швами; ко второй — соединения только с поперечными швами. Поскольку продольные швы создают высокую остаточную напряженность даже в образцах небольшого сечения, пределы выносливости таких соединений на малых и больших образцах отличаются меньше, чем пределы выносливости образцов различных сечений с поперечными швами. Отсюда при одинаковых коэффициентах запаса прочности  $n$  формула (26) дает примерно такие же значения допускаемых напряжений, что и выражение (25), либо ниже, особенно в области знакопеременных напряжений. Соответственно запасы прочности, подсчитанные по формуле (24), будут иметь меньшие значения по сравнению с установленными по формуле (15).

К частным замечаниям в отношении расчета на усталость сварных соединений локомотивных тележек следует отнести выбор величины запаса прочности. Нормы проектирования [153] предписывают принимать  $n \geq 2$ . Кроме того, в выражение (15) вместо  $K_\sigma$  рекомендуется подставлять величину  $K$ , превышающую почти в два раза значение  $K_\sigma$ . Это дает еще большее завышение значения запаса прочности. На рис. 108 представлены расчетные пределы выносливости сварных соединений  $\sigma_r$ , вычисленные по формуле (25) и (26) при  $n = 1$ , и допускаемые напряжения  $[\sigma]_1$ , полученные по равенству (15) подстановкой в него  $n = 2$  и средних значений  $K$ .

Отношения  $\frac{\sigma_r}{[\sigma]_1}$  превышают величину  $n = 2$  и в ряде случаев достигают 2,3—2,5. Анализ повреждений локомотивных тележек показал, что основные причины появления в них усталостных трещин — недостатки конструктивного и технологического решений сварных узлов. Большое число усталостных повреждений возникло от непрочваров в поперечных стыковых швах. Долговечность таких

конструкций должна повышаться путем устранения выявленных недостатков, а не путем снижения допускаемых напряжений до уровня пределов выносливости дефектных соединений, как это сделано в рассматриваемых нормах.

Для доброкачественных сварных соединений обычно рекомендуется принимать  $n = 1,5 \div 1,7$  [141]. Однако в тех случаях, когда

расчетные амплитуды напряжений устанавливаются по данным осциллографических наблюдений за работой детали или конструкции, величина запаса, вероятно, может быть дополнительно снижена. Согласно анализу, выполненному М. М. Гохбергом применительно к сварным металлоконструкциям, коэффициенты запаса могут приниматься 1,3, если пределы выносливости соединений определяются на достаточно больших образцах с черной поверхностью. Для большинства крановых конструкций такая величина  $n$  принимается уже давно [36].

Рис. 108. Расчетные значения пределов выносливости и допускаемых напряжений:

а — стыковые соединения; б — прикрепление фасонки в стык; в — прикрепление диафрагм, ребер и планок лобовыми швами; г — нахлесточные соединения, включающие лобовые швы; 1 и 2 — пределы выносливости соответственно по формулам (25) и (26) при  $n=1$ ; 3 и 4 — допускаемые напряжения, принятые соответственно в локомотивостроении и краностроении.

отношение предельных амплитуд основного металла (в данном случае с прокатной коркой) и сварных соединений остается постоянным, независимо от величины среднего напряжения цикла. В краностроении коэффициенты запаса  $n$  принято определять путем сопоставления расчетных напряжений с табличными данными допускаемых напряжений. Те же значения  $n$  могут быть установлены расчетным путем:

$$n = \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma}\sigma_a + \psi\sigma_m} \geq 1,3. \quad (27)$$

В отличие от формулы (15) коэффициент при  $\sigma_a$  равен эффективному коэффициенту концентрации  $K_{\sigma}$ . Значения  $K_{\sigma}$  (см. табл. 21) и величина  $\psi = 0,2$  определены по результатам испытаний сварных

образцов сечением 500—700 мм<sup>2</sup>, полученным М. М. Гохбергом в Ленинградском политехническом институте [36]. Принятая закономерность и указанные значения  $K_\sigma$  и  $\psi$  позволяют получить расчетные величины пределов выносливости, близкие к экспериментально установленным на образцах небольшого сечения, но они могут отличаться от предельных значений  $\sigma_r$  образцов большого сечения (5000—6000 мм<sup>2</sup>), особенно в тех случаях, когда соединение имеет поперечные швы. Соответствующее сопоставление приводилось на рис. 108. На тех же диаграммах нанесены допускаемые напряжения, рекомендуемые в локомотивостроении и краностроении.

Более существенные расхождения между значениями, полученными в результате испытаний образцов, и расчетными значениями наблюдаются при использовании зависимости Гудмана, положенной в основу расчета на усталость сварных соединений пролетных строений мостов и стальных конструкций промышленных сооружений. Согласно этой зависимости, диаграммы предельных напряжений основного металла и различных сварных соединений сходятся в точке  $C$ , соответствующей временному сопротивлению материала (см. рис. 42, *a*). В этом случае уравнение линии предельных напряжений может быть выражено через известные значения  $\sigma_{-1}$  и  $\sigma_B$  исходя из следующего.

В общем виде

$$\sigma_\rho = d + f\sigma_m. \quad (28)$$

Постоянные  $d$  и  $f$  определяются из условия прохождения прямой через точки  $A_1$  и  $C$  (см. рис. 42, *a*):

$$d = (\sigma_{-1})_{\text{соед}} = \frac{\sigma_{-1}}{\beta}; \quad f = 1 - \frac{\sigma_{-1}}{\beta\sigma_B}, \quad (29)$$

где  $\sigma_{-1}$  — предел выносливости основного металла с прокатной поверхностью;  $\beta = K_\sigma$  — эффективный коэффициент концентрации напряжений;  $\sigma_B$  — временное сопротивление материала.

Подставляя значения  $d$  и  $f$  в уравнение (28), имеем

$$\sigma_\rho = \frac{\sigma_{-1}}{\beta} + \left(1 - \frac{\sigma_{-1}}{\beta\sigma_B}\right) \left(\frac{1+\rho}{2}\right) \sigma'_\rho. \quad (30)$$

Отсюда получаем исходную расчетную формулу для определения предельных напряжений  $\sigma_{\text{max}}$ , указанную в работе [51]:

$$\begin{aligned} \sigma_\rho = \sigma_{\text{max}} &= \frac{1}{\left(\frac{1}{2\sigma_{-1}}\beta + \frac{1}{2\sigma_B}\right) - \left(\frac{1}{2\sigma_{-1}}\beta - \frac{1}{2\beta\sigma_B}\right)\rho} = \\ &= \frac{1}{(K'_1\beta + K'_2) - (K'_1\beta - K'_2)\rho}, \end{aligned} \quad (31)$$

где  $K'_1 = \frac{1}{2\sigma_{-1}}$  и  $K'_2 = \frac{1}{2\sigma_B}$ ;  $\rho = r$  — характеристика цикла.

В зависимости от характеристики цикла, принятой при экспериментальном определении пределов выносливости сварных соединений, формула (31) может давать как завышенные, так и заниженные

значения предельных напряжений. Применительно к сварным мостам расчетные величины  $(\sigma_{-1})_{\text{соед}}$  и эффективные коэффициенты концентрации напряжений  $\beta$  определялись Б. Н. Дучинским

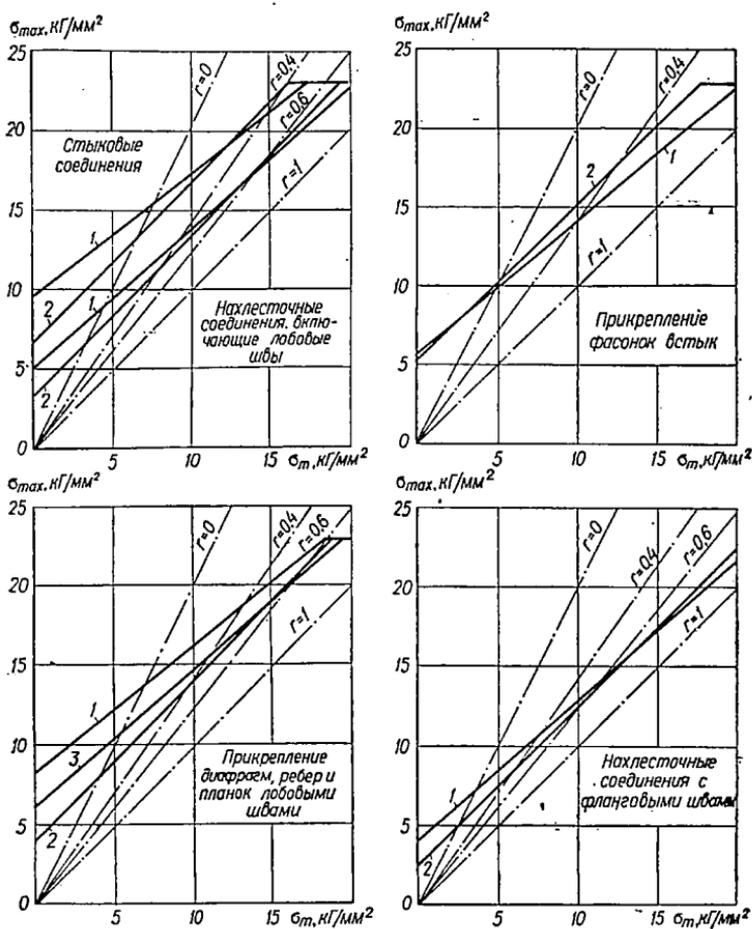


Рис. 109. Расчетные значения пределов выносливости:  
 1 и 3 — вычисленные по формуле (31); 2 — вычисленные по формуле (26) при  $n = 1$ .

[51—53] по пределам выносливости, установленным экспериментально при характеристике цикла  $\rho = +\frac{1}{7}$ . Вследствие этого, а также из-за неучета влияния остаточных напряжений расчетные пределы выносливости по формуле (31) получаются обычно завышенными в области знакопеременных напряжений и заниженными при высоких значениях  $\rho$ .

На рис. 109 приведены расчетные пределы выносливости сварных соединений малоуглеродистой стали, полученные по выражению

(31) \* и формуле (26) при  $n = 1$ , которая дает наиболее близкие значения по отношению к экспериментально установленным на образцах большого сечения. Если в области однозначных переменных напряжений расхождения между соответствующими значениями  $\sigma_t$  ( $\sigma_p$ ) не превышают 10%, то в области знакопеременных напряжений они могут достигать 40—60%. Разница между пределами выносливости  $\sigma_{-1}$  стыковых соединений составляет около  $4 \text{ кг/мм}^2$ , нахлесточных соединений —  $1,5 \text{ кг/мм}^2$ , прикреплений нерабочих элементов поперечными угловыми швами — свыше  $4,0 \text{ кг/мм}^2$ , если коэффициент принимать  $\beta = 1,6$  (что согласуется с нормами проектирования [152], предусматривающими плавный переход от шва к основному металлу) и около  $2 \text{ кг/мм}^2$  (кривая 3), если принимать  $\beta = 2,2$  (что отвечает более выпуклым угловым швам).

Как уже упоминалось, расчет строительных конструкций, включая мосты, выполняется по методу предельных состояний, особенность которого заключается в замене общего коэффициента запаса несколькими расчетными коэффициентами, посредством которых отдельно учитывается влияние различных факторов [8, 55, 148, 149]. Проверка на выносливость отнесена к первому предельному состоянию. В общем случае первое предельное состояние выражается расчетной формулой

$$\sum \alpha n_i P_i^n \leq m \Phi R, \quad (32)$$

где  $P_i^n$  — отдельные частные значения нормативных нагрузок;  $n_i$  — коэффициенты перегрузок;  $\alpha$  — коэффициент перехода от нагрузки к усилию;  $\Phi$  — геометрическая характеристика сечения (площадь, момент сопротивления и т. д.);  $m$  — коэффициент условий работы;  $R = R^n K$  — расчетное сопротивление;  $R^n$  — нормативное сопротивление;  $K$  — коэффициент однородности.

Расчет на выносливость сварных соединений пролетных строений мостов производится на многократно-повторное действие регулярных нагрузок в их нормативных значениях, т. е. без коэффициентов перегрузки и без учета редко действующих нагрузок, входящих в дополнительные особые сочетания. Учитываются лишь часто встречающиеся условия загрузки и значения динамических коэффициентов, но при этом более строго подходят к выбору расчетной схемы пролетного строения, а также учету дополнительных напряжений [55].

Переход от расчетного сопротивления на прочность  $R$  к пониженному расчетному сопротивлению на выносливость  $K_p \sigma_p$  рекомендуется осуществлять с помощью коэффициента  $\gamma$  [55]:

$$R\gamma = K_p \sigma_p \quad \text{или} \quad \gamma = \frac{K_p \sigma_p}{R}, \quad (33)$$

где  $\sigma_p$  — расчетный предел выносливости основного металла или соединения;  $K_p$  — коэффициент однородности в отношении предела усталости.

\* При расчетах предел выносливости  $\sigma_{-1}$  основного металла принимался  $13,5 \text{ кг/мм}^2$ , а  $\sigma_b = 42,0 \text{ кг/мм}^2$  [55].

Коэффициент  $\gamma$  является функцией предела выносливости соединения. Поэтому структура формулы для его определения такая же, как выражения (31):

$$\gamma = \frac{1}{(a\beta + b) - (\alpha\beta - b)\rho} \leq 1, \quad (34)$$

где  $a$  и  $b$  — постоянные коэффициенты.

Вместе с тем роль коэффициента  $\gamma$  существенно изменилась после того, как с его помощью стали повышать расчетное сопротивление на выносливость в связи с учетом нестационарности нагружения пролетного строения. Под нестационарностью нагружения в данном случае понимается изменение нагрузки с течением времени. Дело в том, что мосты рассчитываются на нагрузку подвижного состава с учетом перспективы. В течение продолжительного времени они работают в более легких условиях при меньших нагрузках, не достигающих нормативных значений. Это обстоятельство учитывается коэффициентом режима нагрузки  $\xi$ , который является одной из составляющих коэффициента  $a$ . Величина  $\xi$  принимается равной 1,4 [51, 53, 55]. В этом случае постоянные коэффициенты  $a$  и  $b$  в формуле (34) равны

$$a = \frac{R}{2K_\rho\sigma_{-1}\xi}; \quad b = \frac{R}{2K_\rho\sigma_b}. \quad (35)$$

При  $R = 19,0 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_{-1} = 13,5 \text{ кг/мм}^2$ ,  $\sigma_b = 42,0 \text{ кг/мм}^2$ ,  $K_\rho = 0,87$  формула для подсчета коэффициента  $\gamma$  применительно к сварным соединениям малоуглеродистых сталей приобретает вид, указанный в нормах проектирования мостов [152]:

$$\gamma = \frac{1}{(0,58\beta + 0,26) - (0,58\beta - 0,26)\rho} \leq 1. \quad (36)$$

Существует еще одна особенность расчета сварных соединений на усталость, принятая в нормах проектирования мостов. Она относится к дополнительному понижению расчетного сопротивления на усталость сварных соединений элементов проезжей части моста и малых пролетных строений.

В отличие от элементов главных ферм, для которых проход поезда по мосту соответствует одному циклу перемен напряжений, элементы проезжей части и малые пролетные строения испытывают переменность напряжений при прохождении каждой вагонной тележки. Количество циклов оказывается выше расчетного числа  $N = 2 \cdot 10^6$ . Исходя из предположения, что при увеличении числа циклов свыше  $2 \cdot 10^6$  предел выносливости продолжает снижаться вплоть до  $100 \cdot 10^6$  циклов [52], для указанных элементов предусматривается увеличение значения  $a$  в формуле для определения коэффициента  $\gamma$ . Коэффициент  $a$  увеличивается в  $A$  раз, если длина нагружения линии влияния меньше  $22 \text{ м}$  [55]. Величина  $A$  определяется по формуле

$$A = B - B\lambda \geq 1. \quad (37)$$

Значения  $B$  и  $B'$  принимаются в зависимости от коэффициента  $\beta$  [152].

С учетом нестационарности нагружения расчетные сопротивления сварных соединений усталостным разрушениям несколько выше расчетных пределов выносливости. В то же время они существенно понижаются для элементов с длиной загрузки линии влияния  $\lambda < 22$  м.

На рис. 110 сопоставлены пределы выносливости  $\sigma_r$ , подсчитанные по формуле (31), с расчетными сопротивлениями, которые установлены с помощью коэффициента  $\gamma$  (36). Здесь же нанесены диаграммы расчетных сопротивлений без учета коэффициента  $\xi$  для соединений элементов с длиной загрузки линии влияния  $\lambda$  свыше 22, 10 и 5 м. Если расчетные сопротивления при  $\xi = 1$  принять за исходные, то, как видно из рисунка, снижение, связанное с предполагаемым падением пределов выносливости при  $N > 2 \cdot 10^6$ , может оказаться соизмеримым с повышением расчетных сопротивлений вследствие нестационарности нагружения.

При дальнейшем совершенствовании норм проектирования мостов следует не только найти более правильное отражение влияния асимметрии цикла, но и уточнить надобность сохранения ряда коэффициентов. Перелом кривых усталости наступает обычно при 1,5—3,5 млн. циклов, а не при  $N = 100 \times 10^6$ , как это предполагалось при составлении норм проектирования железнодорожных мостов. В связи с этим отпадает необходимость в коэффициенте  $A$ , что приводит к заметному повышению расчетных сопротивлений сварных соединений элементов с длиной загрузки линии влияния  $\lambda < 22$  м.

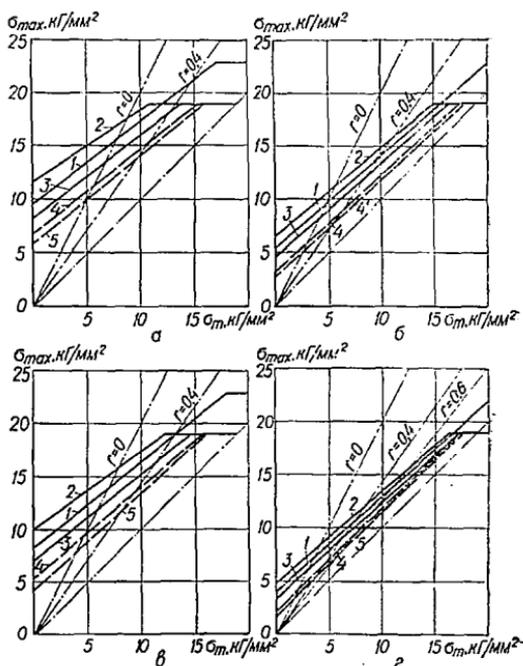


Рис. 110. Пределы выносливости и расчетные сопротивления, рекомендуемые в мостостроении:

$a$  — стыковые соединения;  $б$  — прикрепление фасонок в стык;  $в$  — прикрепление диафрагм ребер и планок лобовыми швами;  $г$  — нахлесточные соединения с фланговыми швами; 1 — расчетные значения пределов выносливости; 2 — расчетные сопротивления, учитывающие нестационарность нагружения моста с течением времени (коэффициент режима наружки  $\xi = 1,4$ ); 3, 4 и 5 — расчетные сопротивления сварных соединений при  $\xi = 1$  и длине загрузки линии влияния  $\lambda$  соответственно свыше 22, 10 и 5 м.

Учет нестационарности нагружения следует отнести к существенным преимуществам метода расчета, разработанного ЦНИИС. Вместе с тем величина коэффициента режима нагрузки  $\xi$  и нахождение его в правой части основного расчетного уравнения вызывают ряд замечаний [14, 163]. Возникает сомнение и в целесообразности сохранения существующей формы расчета с помощью коэффициента  $\gamma$ . Как известно, такая форма расчета принята давно; ее можно встретить, например, в русских нормах 1907 г. на проектирование мостов. Позднее коэффициент  $\gamma$  перешел в расчет заклепочных, а затем и сварных соединений. С его помощью проверка на выносливость связывалась с расчетом на статическую прочность.

Поскольку проверка на выносливость и расчет на прочность проводились на воздействие одних и тех же нагрузок, задача сводилась только к тому, чтобы понизить допускаемые напряжения для элементов и соединений, испытывающих переменные напряжения. Эту роль и выполнял коэффициент  $\gamma$ . Для его определения пользовались формулой

$$\gamma = \frac{1}{a + b\rho}. \quad (38)$$

Постоянные коэффициенты  $a$  и  $b$  для различных соединений указывались в технических условиях и подбирались с таким расчетом, чтобы после умножения основного допускаемого напряжения на величину  $\gamma$  получались напряжения ниже предела выносливости соединения. Такая методика просуществовала до 1955 г. Нормы проектирования сварных мостов ТУПИМ-св-55 [151] изменили подход к установлению нагрузок для расчета на усталость. Нагрузки стали иными, чем при расчете на статическую прочность. Однако это достигнуто не путем прямого снижения расчетных нагрузок, а посредством увеличения коэффициента  $\gamma$ . В формуле для его определения появился коэффициент режима нагрузки  $\xi$ , не свойственный правой части расчетного уравнения. Этим, очевидно, преследовалась только одна цель — сохранить прежнюю форму расчета.

В нормах СН-200-62 [152] произошло дальнейшее усложнение коэффициента  $\gamma$ . С его помощью стали дополнительно снижать напряжения в элементах (и их соединениях) с малой длиной загрузки линии влияния. Такая разнохарактерность коэффициента  $\gamma$  делает методику расчета соединений на выносливость не ясной; она не согласуется с методом расчета по предельным состояниям, в котором все факторы выражаются в явной форме [55]. При этом следует отметить, что если в нормах 1955 г. [151] сохранение прежней формы несколько упрощало расчет на выносливость (расчетные напряжения брались готовыми из расчета на прочность), то в нормах 1962 г. [152] для расчетов на прочность и выносливость рекомендуются различные значения коэффициента перегрузки  $n$ , коэффициента  $e$  (учитывающего нагрузку от тяжелых транспортеров), динамического коэффициента  $1 + \mu$ , указываются различные правила загрузки линий влияния и т. д. В этих условиях полностью теряется связь между расчетами на статическую прочность и на

выносливость. Следовательно, отпадает надобность и в коэффициенте  $\gamma$  [163].

Как уже упоминалось, для определения пределов выносливости сварных соединений промышленных сооружений также используется зависимость Гудмана, а расчет на выносливость выполняется с помощью коэффициента  $\gamma$ . Формула для определения коэффициента  $\gamma$  отличается от рассмотренной выше значениями коэффициентов  $a$  и  $b$ . Они не включают в себя составляющих, учитывающих влия-

Таблица 44. Значения коэффициентов  $a$  и  $b$  в формуле (34) при расчете на выносливость элементов конструкций промышленных сооружений

Вид конструкций	Сталь	Коэффициенты	
		$a$	$b$
Подкрановые балки и фермы, балки рабочих площадок и элементы конструкций бункерных и разгрузочных эстакад	Углеродистая	0,75	0,3
	Низколегированная	0,8	0,3
Конструкции, находящиеся под воздействием полной нормативной переменной нагрузки	Углеродистая	0,9	0,3
	Низколегированная	0,95	0,3

ние нестационарности режима работы конструкции с течением времени и длины загрузки линии влияния. Тем не менее значения коэффициента  $a$  несколько различаются в зависимости от полноты загрузки конструкций (табл. 44).

Расчет на выносливость подкрановых балок и ферм, балок рабочих площадок, элементов бункерных и разгрузочных эстакад предписывается производить на воздействие нормативных нагрузок от одного крана наибольшей грузоподъемности (или соответственно от одного подвижного состава, действующего в пролете) без учета коэффициента динамичности. За расчетные сопротивления усталости разрешается принимать средние значения пределов выносливости (кривые 1, рис. 110). Исходя из этого были подобраны коэффициенты  $a$  и  $b$  в формуле (34). Когда элементы или конструкции находятся под воздействием полной нормативной переменной нагрузки, коэффициент  $a$  увеличивают с таким расчетом, чтобы после умножения основного расчетного сопротивления ( $R = 2100 \text{ кг/см}^2$ ) на коэффициент  $\gamma$  получалось значение  $\sigma_p K_p$  (кривые 3, рис. 110).

Рекомендуемые нормативные нагрузки являются условными. Они не отражают действие фактических нагрузок, предопределяющих усталостную повреждаемость конструкций. Надо полагать, что в связи с результатами изучения спектров реально действующих переменных напряжений (например, в подкрановых балках, см. следующий параграф) нагрузки для расчета на усталость будут изменены. Уточнению должны подлежать и расчетные сопротивления усталости. При этом целесообразно те и другие данные выражать

в явной форме вне связи с нормативными статическими нагрузками и расчетными сопротивлениями однократно действующим максимальным напряжениям.

## 2. Определение расчетных сопротивлений усталости сварных соединений малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей

Выражая расчетные напряжения от внешних воздействий и расчетные сопротивления усталости материала или сварных соединений в явном виде, исходная формула для проверки на выносливость в методе расчета по предельным состояниям принимает вид

$$\sigma_s \leq R_r, \quad (39)$$

где  $\sigma_s$  — расчетное напряжение от эквивалентных нагрузок, действие которых равноценно нестационарному нагружению в течение расчетного периода эксплуатации конструкции;  $R_r$  — расчетное сопротивление усталости материала или сварного соединения.

Исходя из принципов нормирования, принятых в методе расчета по предельным состояниям, а также статистической природы усталостного разрушения и статистических приемов фиксации нестационарности нагружения,  $R_r$  и  $\sigma_s$  следует определять в вероятностном аспекте. Однако применительно к расчету сварных соединений такой подход не получил еще должного развития. В настоящее время расчетные сопротивления  $R_r$  заметно понижаются по отношению к экспериментально установленным пределам выносливости соединений, а расчетные нагрузки для проверки на усталость назначаются равными или близкими к максимальным, редко действующим на конструкцию. Между тем объем накопленных экспериментальных данных по выносливости сварных соединений (см. гл. III) позволяет уже теперь применить метод математической статистики для уточнения  $R_r$  и тем самым сблизить методики определения расчетного сопротивления усталости соединений  $R_r$  и основного расчетного сопротивления  $R$ , отвечающего статическому воздействию сил.

При статическом нагружении за предельное сопротивление материала принимается предел текучести  $\sigma_T$ . Нормативный предел текучести  $\sigma_T^H$ , указываемый в стандарте, соответствует браковочному минимуму. Ему отвечает нормативное сопротивление  $R^H$ . Однако выборочный характер контрольных испытаний не исключает возможные отклонения фактического предела текучести от нормативной величины в сторону ее снижения. Поэтому в нормах проектирования стальных конструкций [55, 146, 149] за расчетное сопротивление  $R$  принимается значение наименьшего возможного предела текучести, устанавливаемого статистическим методом по кривым распределения:

$$R = R_a - 3S, \quad (40)$$

где  $R_a$  — предел текучести, соответствующий наибольшей ординате кривой распределения;  $S$  — среднее квадратическое отклонение (стандарт) кривой распределения.

Расчетное сопротивление связывается с нормативным сопротивлением посредством коэффициента однородности  $k$ :

$$R = K\sigma_r^k = KR^n. \quad (41)$$

Аналогичная методика может быть принята и для определения расчетного сопротивления усталости [173, 270]. За расчетное сопротивление усталости  $R_r$  наиболее обосновано принимать нижнюю границу рассеяния предела выносливости с заданной вероятностью неразрушения  $P$ , а за нормативное сопротивление усталости  $R_r^n$  — нижний доверительный интервал среднего значения предела выносливости. Тогда

$$R_r(\gamma; P) = R_r^n(\gamma) - \Delta R(\gamma; P) = [\sigma_r - \Delta\sigma_{r\gamma}] - \Delta R(\gamma; P), \quad (42)$$

где  $R_r(\gamma; P)$  — расчетное сопротивление усталости сварного соединения, соответствующее принятой доверительной вероятности  $\gamma = 1 - \alpha$  и заданной вероятности неразрушения  $P$ ;  $\Delta R(\gamma; P)$  — отклонение нижней границы рассеяния предела выносливости с заданной вероятностью неразрушения  $P$  и принятой доверительной вероятностью  $\gamma$  от нормативного сопротивления усталости;  $R_r^n = [\sigma_r - \Delta\sigma_{r\gamma}]$  — нормативное сопротивление усталости;  $\sigma_r$  — экспериментально установленное среднее значение предела выносливости сварного соединения;  $\Delta\sigma_{r\gamma}$  — отклонение нижнего доверительного интервала от экспериментально установленного среднего значения предела выносливости.

Чтобы соединение данного вида имело неизменное нормативное сопротивление усталости, значение доверительной вероятности  $\gamma = 1 - \alpha$  целесообразно принимать постоянным, независимым от вида конструкции и ее назначения. В то же время было бы обосновано сохранять едиными для всех конструкций соответствующие расчетные сопротивления усталости. В зависимости от степени ответственности конструкции вероятность неразрушения соединений должна приниматься различной.

Доверительную вероятность предлагается принимать равной  $\gamma = 1 - 0,1 = 0,9$ . В этом случае формула, определяющая расчетное сопротивление усталости сварного соединения с принятой доверительной вероятностью  $\gamma = 0,9$  и вероятностью неразрушению  $P$ , получает вид

$$R_r(P) = R_r^n - \Delta R(P) = [\sigma_r - \Delta\sigma_r] - \Delta R(P). \quad (43)$$

Предел выносливости  $\sigma_r$ , входящий в формулу (43), определяется экспериментально или же путем экстраполяции до  $5 \cdot 10^6$  циклов. Величины  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  могут быть вычислены по известному среднеквадратическому отклонению предела выносливости в предположении нормального закона его распределения и достаточности объема проведенных испытаний на усталость.

Устойчивые значения  $\sigma_r$ ,  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  дает метод ступенчатого изменения нагрузки, когда в асимптотической области кривой усталости испытывается не менее 40—50 образцов, из которых примерно 50% проходят принятую базу испытаний без разрушения [25]. Однако выполнить такой объем экспериментальных работ затруднительно, если учесть разнообразие исследуемых соединений и необходимость повторения всех испытаний по каждому виду соединений при различных характеристиках цикла. В этой связи должны быть рассмотрены возможные способы оценки  $\sigma_r$ ,  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  по данным испытаний более ограниченного числа образцов.

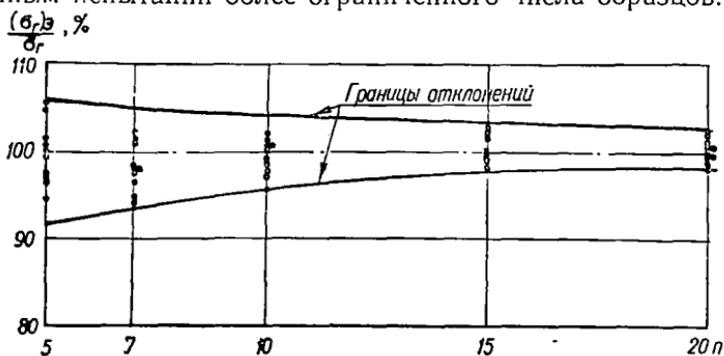


Рис. 111. Отклонение пределов выносливости, полученных путем экстраполяции, от экспериментально установленного предела выносливости в зависимости от числа образцов.

Когда испытания выполняются в области ограниченной долговечности, зависимость указанных параметров от вида соединения и характеристик цикла можно установить экстраполяцией с помощью ранее приводившегося уравнения кривой усталости

$$\sigma = \sigma_r e^{\frac{m}{N+B}} \quad (44)$$

Сопоставление соответствующих значений  $\sigma_r$ ,  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$ , полученных по данным испытаний со ступенчатым изменением нагрузки и путем экстраполяции с помощью уравнения (44) результатов испытания образцов с пересекающимися швами, показало, что оба метода дают практически равноценные результаты. Нижняя толерантная граница предела выносливости ( $\sigma_r$ ), соответствующая вероятности неразрушения 0,99, которая установлена путем экстраполяции с помощью уравнения, становится устойчивой при количестве образцов, испытанных в области ограниченной долговечности, 10—15 шт. При этом максимальное отклонение этой границы, определенное по десяти случайным различным выборкам, отвечающим 10 и 15 образцам, взятым из совокупности 120, испытанных при напряжениях выше предела выносливости, от той же границы  $\sigma_r$ , установленной путем испытания 40 образцов со ступенчатым изменением нагрузки на базе 10 циклов, не превышало  $\pm 5\%$  (рис. 111). В этой связи для анализа зависимости  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  от вида сварного соединения и характеристики цикла было использовано

уравнение (44). Рассматривались стыковые соединения и нахлесточные с обваркой по контуру, представленные результатами испытаний 20 образцов каждого вида при данной характеристике цикла (сечение образцов  $200 \times 30$  мм), а также упомянутые образцы (сечение  $90 \times 12$  мм) с пересекающимися швами в количестве 160 шт. Испытания проводились на изгиб до момента образования усталостных трещин глубиной 2—3 мм. База испытаний 10 млн. циклов.

Уравнение  $\sigma = \sigma_r e^{\frac{m}{N+B}}$  путем логарифмирования и замены координат  $\frac{1}{N+B} = y$  и  $\ln \sigma = x$  приводится к линейному уравнению вида

$$y = b(x - c), \quad (45)$$

где  $b = \frac{1}{m}$  и  $c = \ln \sigma_r$ .

Параметры  $b$  и  $c$  уравнения (45) определялись при  $B = 21 \cdot 10^1$  с помощью корреляционного анализа результатов испытаний на усталость указанных выше соединений. После вычисления средних значений переменных величин

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad \text{и} \quad \bar{y} = \sum_{i=1}^n y_i, \quad (46)$$

их дисперсий

$$S_x^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \quad \text{и} \quad S_y^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2, \quad (47)$$

а также коэффициента корреляции

$$r_{xy} = \frac{1}{n-1} \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})(x_i - \bar{x})}{S_x S_y} \quad (48)$$

значения  $b$  и  $c$ , согласно методу наименьших квадратов при условии независимости дисперсии долговечности от уровня напряжений, устанавливались из выражений

$$b = r \frac{S_y}{S_x} \quad \text{и} \quad c = \bar{x} - \frac{\bar{y}}{b}. \quad (49)$$

Ограниченная зависимость дисперсии долговечности от уровня напряжений для стадии образования трещины была подтверждена результатами испытаний 160 образцов с пересекающимися швами (рис. 112). Оценка однородности, проведенная по критериям Романовского и Бартлета, показала, что в том случае, когда критерием завершения испытаний служит начальная стадия развития трещины, дисперсия однородна. Если же испытания выполняются до полного излома, дисперсия неоднородна.

Искомые значения  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  определяются разностями

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r - (\sigma_r)^A \quad \text{и} \quad \Delta R(P) = (\sigma_r)^A - (\sigma_r)^P, \quad (50)$$

где  $(\sigma_r)^A$  — нижний доверительный интервал среднего значения предела выносливости;  $(\sigma_r)^P$  — нижняя граница предела выносливости, отвечающая вероятности неразрушения  $P$ .

Значения  $(\sigma_r)^A$  устанавливались в соответствии с уравнением (45):

$$\ln(\sigma_r)^A = c - \frac{t_\alpha(f) S}{b\sqrt{n}} = c - \frac{t_\alpha(f) S_y \sqrt{1-r_{xy}^2}}{b\sqrt{n}}, \quad (51)$$

где  $S$  — дисперсия, характеризующая меру разброса экспериментальных данных ( $x_i$  и  $y_i$ ) относительно прямой (45);  $n$  — количество испытаний;  $t_\alpha(f)$  — критическое распределение Стьюдента;  $f = n - 1$  — число степеней свободы.

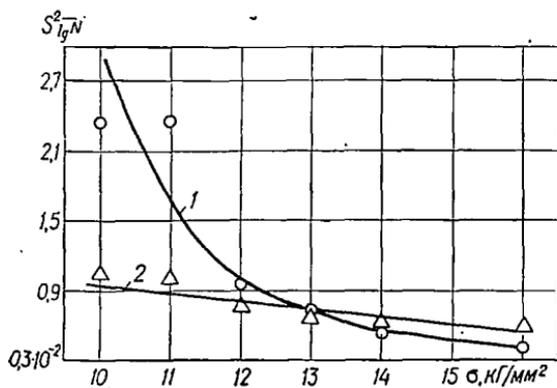


Рис. 112. Зависимость дисперсии долговечности от уровня напряжений:

1 — критерий разрушения — полный излом образца; 2 — критерий разрушения — начальная стадия развития трещины.

Значения  $(\sigma_r)^P$  определялись из соотношения

$$\ln(\sigma_r)^P = c - \frac{k_p S_y \sqrt{1-r_{xy}^2}}{b}, \quad (52)$$

где  $k_p$  — коэффициент, зависящий от заданной вероятности неразрушения. Его значения табулированы в таблице двухсторонних толерантных пределов [196]. Поскольку в данном случае представляет интерес только односторонняя граница рассеяния соответствующей вероятности, значение такой вероятности  $P$  связано с табулированной вероятностью  $P_m$  соотношением

$$P = P_m + \frac{1 - P_m}{2}. \quad (53)$$

Основные данные статистического анализа и полученные отклонения  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  приведены в табл. 45 и 46.

Максимальное превышение среднего предела выносливости над его нижним доверительным интервалом при числе испытаний  $n = 20$  составляет всего лишь 4,6% (табл. 46).

Полученные отклонения  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta RP$  практически не зависят от вида соединения и характеристики цикла, что свидетельствует об однородности дисперсии пределов выносливости сварных

соединений. Наблюдаемая закономерность существенно упрощает получение нормативных и расчетных сопротивлений сварных соединений усталостным разрушениям. При определении средних значе-

Таблица 45. Основные величины, определяющие искомые  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$

Параметры уравнений (45—48)	Соединение и характеристика цикла			
	Стыковое, $r = -1$	Нахлесточное, $r = -1$	Нахлесточное, $r = 0$	Соединение с пересекающимися швами, $r = -1$
$n$	20	20	20	20
$\bar{x}$	2,2887	1,9414	2,3850	2,5273
$S_x$	0,2072	0,3772	0,2169	0,1543
$\bar{y}$	0,1415 · 10 <sup>-5</sup>	0,1610 · 10 <sup>-5</sup>	0,1217 · 10 <sup>-5</sup>	0,2167 · 10 <sup>-5</sup>
$S_y$	0,7666 · 10 <sup>-6</sup>	0,8671 · 10 <sup>-6</sup>	0,5907 · 10 <sup>-6</sup>	0,9757 · 10 <sup>-6</sup>
$r_{xy}$	0,9765	0,9633	0,9574	0,9766
$m$	276778	451555	383530	161993
$b$	0,3613 · 10 <sup>-5</sup>	0,2414 · 10 <sup>-5</sup>	0,2607 · 10 <sup>-5</sup>	0,6173 · 10 <sup>-5</sup>
$S_y \sqrt{1-r^2}$	0,1645 · 10 <sup>-6</sup>	0,2324 · 10 <sup>-6</sup>	0,1707 · 10 <sup>-6</sup>	0,2099 · 10 <sup>-6</sup>
$c$	1,8871	1,2142	1,9182	2,1763
$\sigma_r$	6,60	3,37	6,81	8,81
$(\sigma_r)_d$	6,48	3,22	6,64	8,69
$\Delta\sigma_r$	0,12	0,15	0,17	0,12
$(\sigma_r)^P = 0,95$	5,99	2,69	5,91	8,19
$(\sigma_r)^P = 0,975$	5,88	2,57	5,76	8,08
$(\sigma_r)^P = 0,995$	5,67	2,36	5,46	7,86

ний пределов выносливости с помощью уравнения (44) по данным достаточно представительной выборки (отвечающей результатам испытания 10—15 образцов) в качестве расчетных отклонений  $\Delta\sigma_r$ ,

Таблица 46. Значения  $\Delta\sigma_r$  и  $\Delta R(P)$  различных сварных соединений

Соединение и характеристика цикла	$\Delta\sigma_r$ , кг/мм <sup>2</sup>	$\Delta R(P)$			$\frac{\sigma_r}{(\sigma_r)_d}$ , %
		$P=0,950$	$P=0,975$	$P=0,995$	
Стыковое, $r = -1$	0,12	0,49	0,60	0,81	101,8
Нахлесточное, $r = -1$	0,15	0,63	0,65	0,86	104,6
Нахлесточное, $r = 0$	0,17	0,73	0,88	1,18	102,5
Соединение с пересекающимися швами, $r = -1$	0,12	0,50	0,61	0,83	101,3
Средние значения	0,14	0,56	0,69	0,92	—

и  $\Delta R(P)$  можно принимать средние значения  $\Delta\bar{\sigma}_r$  и  $\Delta\bar{R}(P)$ , приведенные в табл. 46. Тогда

$$R_r^H = \sigma_r - \Delta\bar{\sigma}_r \text{ и } R_r = R_r^H - \Delta\bar{R}(P). \quad (54)$$

Чаще, однако,  $\sigma_r$  определяется из построения кривых усталости в логарифмических или полулוגарифмических координатах.

При этом за среднее значение предела выносливости принимается уровень напряжений, отвечающий горизонтальному участку кривой  $\sigma - N$ , положение которого, как правило, предопределяется исходом испытаний только двух образцов. В этом случае формула (54), определяющая  $R''$ , требует некоторого корректирования.

Исход испытания двух образцов, определяющих  $\sigma_c$ , может быть различным: либо заданную базу испытаний проходит без разрушения только один образец, либо — два. В первом случае за среднее значение предела выносливости принимается уровень напряжения, при котором испытывались данные образцы. Во втором случае  $\sigma_c$  определяется как среднее значение двух уровней напряжений: уровня испытаний рассматриваемых образцов и уровня превышающего напряжения, на котором разрушается хотя бы один образец. Разность между этими уровнями обычно не бывает менее  $1 \text{ кг/мм}^2$ . Поэтому во втором случае значение  $\sigma_c$  минимум на  $0,5 \text{ кг/мм}^2$  превышает уровень напряжений, отвечающий двум неразрушившимся образцам.

Установить нижнюю границу рассеяния предела выносливости генеральной совокупности при таком определении  $\sigma_c$  не представляется возможным. Вместе с тем на основании приведенного выше статистического анализа можно найти нижнюю и верхнюю границы напряжений, при которых возможен один из описанных исходов испытаний, если задаться значимой вероятностью  $\beta$  их появления. Очевидно, с достаточной для практики точностью можно принять значимой вероятность появления каждого из двух рассматриваемых выше исходов испытаний, удовлетворяющую неравенству  $\beta \geq \geq 0,05$ . Тогда среднее значение предела выносливости будет лежать в интервале напряжений между нижней и верхней границами рассеяния предела выносливости, для которых вероятность каждого из этих исходов испытаний меньше  $0,05$  ( $\beta \leq 0,05$ ).

Для первого исхода испытаний вероятности соответствующих границ определяются неравенством

$$2P(1 - P) \leq \beta = 0,05. \quad (55)$$

Среднее значение предела выносливости лежит в интервале, ограниченном нижней границей рассеяния предела выносливости, соответствующей вероятности неразрушения  $P_n \leq 0,9472$ , и верхней границей, отвечающей вероятности неразрушения  $P_v \geq 0,0532$ .

Для второго исхода испытаний вероятности соответствующих границ можно определить, используя неравенства

$$P_v^2 \geq 0,05 \text{ и } (1 - P_n)^2 \geq 0,05. \quad (56)$$

В этом случае вероятности соответствующих границ должны удовлетворять следующим неравенствам:

$$P_v \geq 0,236 \text{ и } P_n \leq 0,764. \quad (57)$$

Тогда с вероятностью  $1 - \beta \geq 0,95$  можно утверждать, что среднее значение предела выносливости сварного соединения, установ-

ливаемое уровнем горизонтального участка кривой усталости, лежит в следующих интервалах напряжений (рис. 113): для первого исхода испытаний

$$\sigma_r^{P=0,05} < \sigma_r \leq \sigma_r^{P=0,95}, \quad (58)$$

для второго исхода

$$\sigma_r^{P=0,24} - 0,5 \text{ кг/мм}^2 \leq \sigma_r \leq \sigma_r^{P=0,76} - 0,5 \text{ кг/мм}^2, \quad (59)$$

где  $\sigma_r^P$  — граница рассеяния предела выносливости, установленная по данным представительной выборки и отвечающая заданной вероятности неразрушения  $P$ .

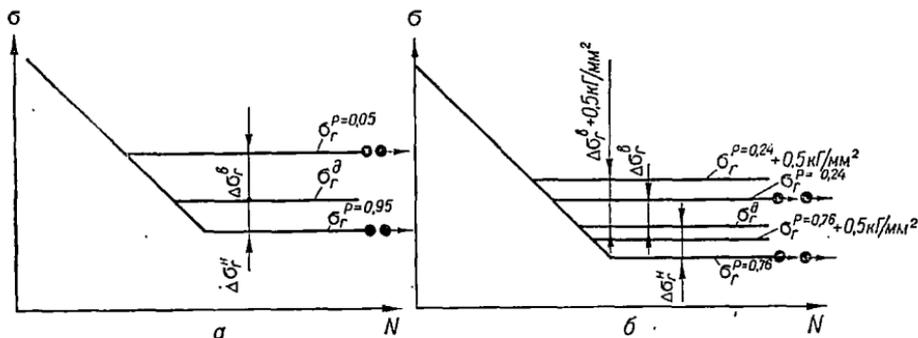


Рис. 113. Схема границы рассеяния предела выносливости: а — первый исход испытаний; б — второй исход испытаний.

При рассмотренном способе нахождения  $\sigma_r$  нормативное сопротивление усталости  $R_r^H$  для первого и второго исходов испытаний определяются соответственно так:

$$и \quad R_r^H = \sigma_r - \Delta\sigma_r^a \quad (60)$$

$$R_r^H = \sigma_r - \Delta\sigma_r^b - 0,5 \text{ кг/мм}^2, \quad (61)$$

где  $\sigma_r$  — среднее значение предела выносливости, установленное по кривым  $\sigma - N$ , в которых положение горизонтального участка определяется минимальным числом образцов;  $\Delta\sigma_r^a$  — отклонение верхней границы рассеяния предела выносливости, обеспечивающей значимость появления каждого из описанных выше исходов испытаний с вероятностью  $\beta \geq 0,05$  от нижнего доверительного интервала  $\sigma_r^a$ , установленного по данным представительной выборки.

С учетом неравенств (58) и (59) максимальные отклонения  $R_r^H$  от  $\sigma_r^a$  соответственно для первого и второго исходов испытания составляют

$$\Delta\sigma_r^{\max} = \Delta\sigma_r^b + \Delta\sigma_r^a, \quad (62)$$

$$\Delta\sigma_r^{\max} = \Delta\sigma_r^b + \Delta\sigma_r^a + 0,5 \text{ [кг/мм}^2\text{]}. \quad (63)$$

Здесь  $\Delta\sigma_r^a$  — отклонение нижней границы рассеяния предела выносливости от нижнего доверительного интервала  $\sigma_r^a$ .

Для рассмотренных типов сварных соединений параметры  $\Delta\sigma_r^B$ ,  $\Delta\sigma_r^H$  и  $\Delta\sigma_r^{\max}$ , установленные по данным представительных выборок, сведены в табл. 47.

Из табл. 47 следует, что параметр  $\Delta\sigma_r^B$ , определяющий нормативное сопротивление усталости при первом исходе испытаний, и параметр  $\Delta\sigma_r^B + 0,5 \text{ кг/мм}^2$ , определяющий  $R_r^H$  при втором исходе испытаний, равны между собой. Практически они не зависят от вида

Таблица 47. Значения  $\Delta\sigma_r^B$ ,  $\Delta\sigma_r^H$  и  $\Delta\sigma_r^{\max}$  различных сварных соединений,  $\text{кг/мм}^2$

Соединение и характеристика цикла	Первый исход испытания			Второй исход испытания			
	$\Delta\sigma_r^B$	$\Delta\sigma_r^H$	$\Delta\sigma_r^{\max}$	$\sigma_r^B$	$\Delta\sigma_r^B + 0,5$	$\Delta\sigma_r^H$	$\Delta\sigma_r^{\max}$
Стыковые, $r = -1$	0,98	0,49	1,47	0,44	0,94	0,17	1,11
Нахлесточное, $r = -1$	1,03	0,53	1,56	0,52	1,02	0,15	1,17
Нахлесточное, $r = 0$	1,10	0,73	1,83	0,56	1,06	0,26	1,26
Соединение с пересекающимися швами, $r = -1$	0,89	0,50	1,39	0,43	0,93	0,17	1,10
Средние значения	1,00	0,56	1,56	0,49	0,99	1,19	1,16

соединения и характеристики цикла. Это позволяет объединить формулы (60) и (61) и определить нормативное сопротивление усталости сварных соединений из выражения

$$R_r^H = \sigma_r - 1,0 \text{ [кг/мм}^2\text{]}. \quad (64)$$

Таким образом, в зависимости от объема выборки нормативное сопротивление усталости сварных соединений  $R_r^H$  рекомендуется определять либо по формуле (54) (в случае представительной выборки, позволяющей установить нижний доверительный интервал  $\sigma_r$ ), либо по равенству (64) (когда  $\sigma_r$  соответствует горизонтальному участку кривой усталости, положение которого определяется исходом испытания двух образцов на заданной базе испытания). Величины  $R_r^H$ , установленные по формулам (54) и (64), могут совпадать или различаться максимум на  $1,2-1,5 \text{ кг/мм}^2$  (в последнем случае меньшие значения дает формула (64), а параметр  $\Delta R(P)$ , характеризующий вероятность неразрушения соединения, не зависит от рассмотренных способов определения  $R_r^H$ , вида соединения и характеристики цикла. Его рекомендуется принимать в соответствии с данными табл. 46.

В главе III было установлено, что линии предельных напряжений  $\sigma_r$  различных сварных соединений параллельны и наклонены под углом  $45^\circ$  к оси абсцисс, отвечающей значениям  $\sigma_{\min}$  в диаграмме  $\sigma_{\min}$ ,  $\sigma_{\max}$  или  $\sigma_m$  в диаграмме  $\sigma_m$ ,  $\sigma_{\max}$ . Такая закономерность

Таблица 48. Расчетные сопротивления усталости  $R_r$ ,  $\text{кг/мм}^2$ , сварных соединений малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей ( $P=0,95$ )

Класс сталей	$r$	Вид соединения					
		Стыковое	Стыковое, пересеченное продольными швами	Прикрепление фасонки в стык	Прикрепление планок, ребер и других вспомогательных элементов лобовыми швами	Нахлесточное с обваркой по контуру	Нахлесточное с фланцевыми швами
Малоуглеродистые, низколегированные и высокопрочные	—1,00	5,0	3,7	3,9	2,6	1,8	1,0
	—0,95	5,2	3,9	4,1	2,7	1,9	1,1
	—0,90	5,4	4,0	4,2	2,9	2,0	1,2
	—0,85	5,6	4,2	4,4	3,0	2,1	1,3
	—0,80	5,8	4,3	4,5	3,1	2,2	1,3
	—0,75	6,0	4,5	4,7	3,2	2,3	1,4
	—0,70	6,2	4,7	4,9	3,4	2,4	1,5
	—0,65	6,4	4,9	5,1	3,5	2,6	1,6
	—0,60	6,6	5,1	5,3	3,7	2,7	1,7
	—0,55	7,0	5,3	5,5	3,9	2,8	1,8
	—0,50	7,2	5,5	5,8	4,0	3,0	1,9
	—0,45	7,5	5,7	6,0	4,2	3,1	2,0
	—0,40	7,9	6,0	6,3	4,4	3,3	2,2
	—0,35	8,2	6,3	6,6	4,7	3,5	2,3
	—0,30	8,6	6,6	6,9	4,9	3,7	2,4
	—0,25	9,0	6,9	7,2	5,2	3,9	2,6
	—0,20	9,4	7,3	7,6	5,5	4,1	2,8
	—0,15	9,9	7,7	8,0	5,7	4,3	3,0
	—0,10	10,4	8,1	8,4	6,1	4,6	3,2
	—0,05	11,0	8,5	8,9	6,4	4,9	3,4
0,00	11,6	9,0	9,4	6,8	5,2	3,6	
0,05	12,3	9,6	10,0	7,3	5,6	3,9	
0,10	13,1	10,2	10,7	7,8	6,0	4,2	
0,15	14,0	10,9	11,4	8,3	6,4	4,6	
0,20	14,9	11,7	12,2	8,9	6,9	4,9	
0,25	16,0	12,6	13,1	9,6	7,5	5,4	
0,30	17,3	13,6	14,2	10,4	8,2	5,9	
0,35	18,7	14,7	15,4	11,4	8,9	6,4	
0,40	20,4	16,1	16,8	12,4	9,8	7,1	
Низколегированные и высокопрочные	0,45	22,4	17,7	18,4	13,7	10,8	7,9
	0,50	24,8	19,6	20,4	15,2	12,0	8,8
	0,55	27,8	22,0	22,9	17,1	13,6	10,0
Высокопрочные	0,60	31,4	24,9	25,9	19,4	15,4	11,4
	0,65	36,1	28,7	29,9	22,4	17,9	13,3
	0,70	42,4	33,8	35,1	26,4	21,1	15,8
	0,75	51,2	40,8	42,4	32,0	25,6	19,2
	0,80		51,4	53,4	40,4	32,4	24,4
	0,84				50,9	40,9	30,9
	0,85					43,8	33,1
	0,87					50,7	38,4
	0,90						50,5

Примечание. Линиями очерчены границы применимости значений  $R_r$  только для низколегированных и высокопрочных сталей.

позволяет найти  $\sigma_r$  по одному из известных значений предела выносливости, например  $\sigma_0$  или  $\sigma_{-1}$ . Поскольку  $\sigma_{r(\max)} = \sigma_{r(\min)} + \sigma_0$  и  $\sigma_{r(\min)} = r\sigma_{\max}$ , получаем

$$\sigma_{r(\max)} = \frac{\sigma_0}{1-r}, \quad (65)$$

или в случае выражения  $\sigma_{r(\max)}$  через  $\sigma_{-1}$

$$\sigma_{r(\max)} = \frac{2\sigma_{-1}}{1-r}. \quad (66)$$

Соответственно формулы для определения нормативных  $R_r^H$  и расчетных сопротивлений  $R_r$  приобретают вид

$$\begin{aligned} R_r^H &= \frac{\sigma_0}{1-r} - 1 \quad [\text{кг/мм}^2] \quad \text{или} \quad R_r^H = \\ &= \frac{2\sigma_{-1}}{1-r} - 1 \quad [\text{кг/мм}^2]; \quad (67) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} R_r(P) &= \\ &= \frac{\sigma_0}{1-r} - 1 - \Delta R(P) \quad [\text{кг/мм}^2] \\ \text{или} \quad R_r(P) &= \frac{2\sigma_{-1}}{1-r} - 1 - \Delta R(P) \quad [\text{кг/мм}^2]. \quad (68) \end{aligned}$$

Эти формулы и подсчитанные по ним значения  $R_r$ , отвечающие вероятности неразрушения  $P = 0,95$  и относящиеся к необработанным

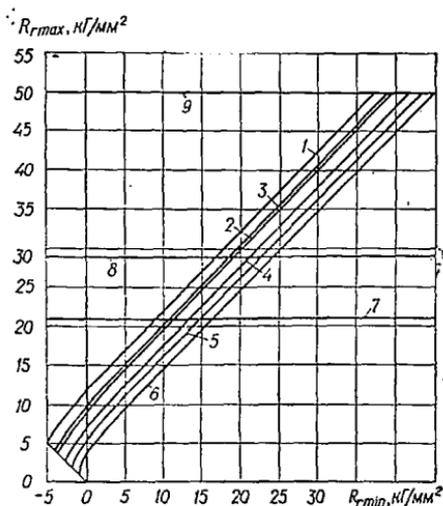


Рис. 114. Диаграмма расчетных сопротивлений усталости для вероятности неразрушения  $P = 0,95$  основных типов сварных соединений малоуглеродистых низколегированных и высокопрочных сталей:

1 — стыковые; 2 — стыковые, пересекаемые продольными швами; 3 — прикрепление флангов в стык; 4 — прикрепление планок, ребер и других вспомогательных элементов; 5 — нахлесточные с обваркой по контуру; 6 — нахлесточные с фланговыми швами; 7, 8 и 9 — расчетные сопротивления по условию статического нагружения  $R$  соответственно малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей.

сварным соединениям малоуглеродистых и низколегированных сталей, рекомендуются [95] для использования на практике (табл. 48 и рис. 114).

Вероятностно-статистический подход к оценке сопротивляемости сварных соединений усталостным разрушениям позволяет поднять значения  $R_r$ . Несмотря на то что в их основу положены наиболее низкие пределы выносливости, полученные на базе  $10^7$  с учетом влияния остаточных напряжений, установленные расчетные сопротивления  $R_r$  для наиболее распространенных характеристик цикла  $r$  заметно выше принятых в настоящее время в различных нормах проектирования (рис. 115).

При отрицательных характеристиках цикла и особенно приближающихся к минус единице (когда растягивающие остаточные

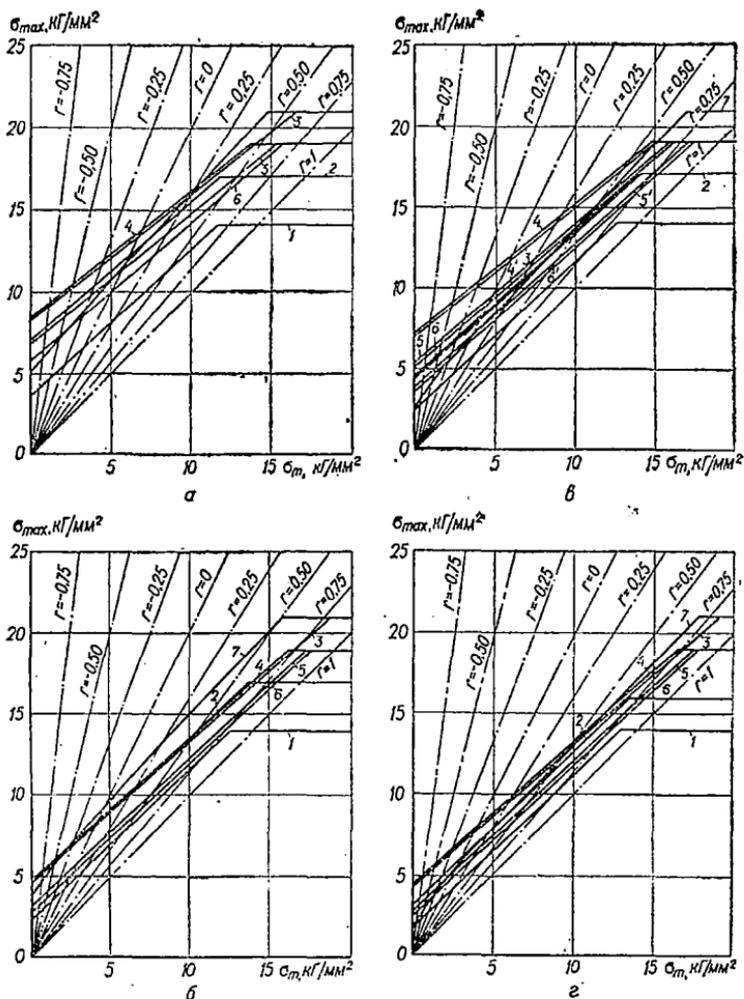
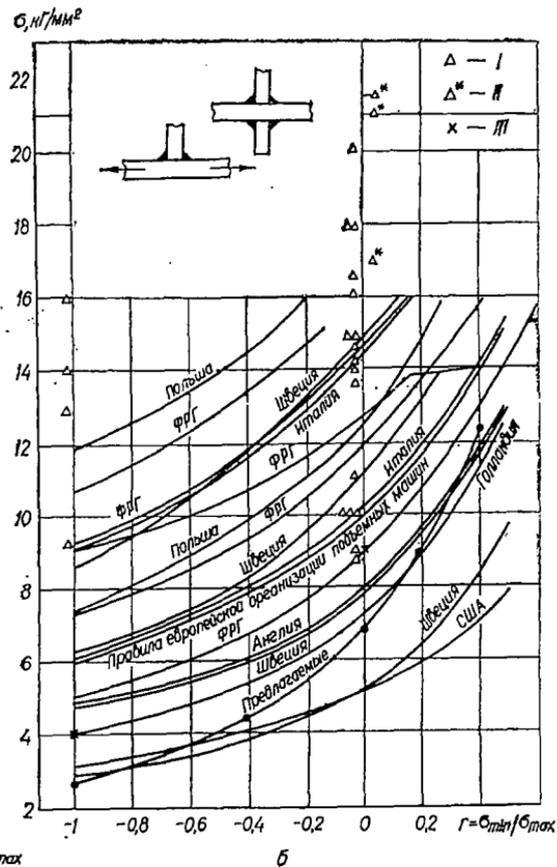
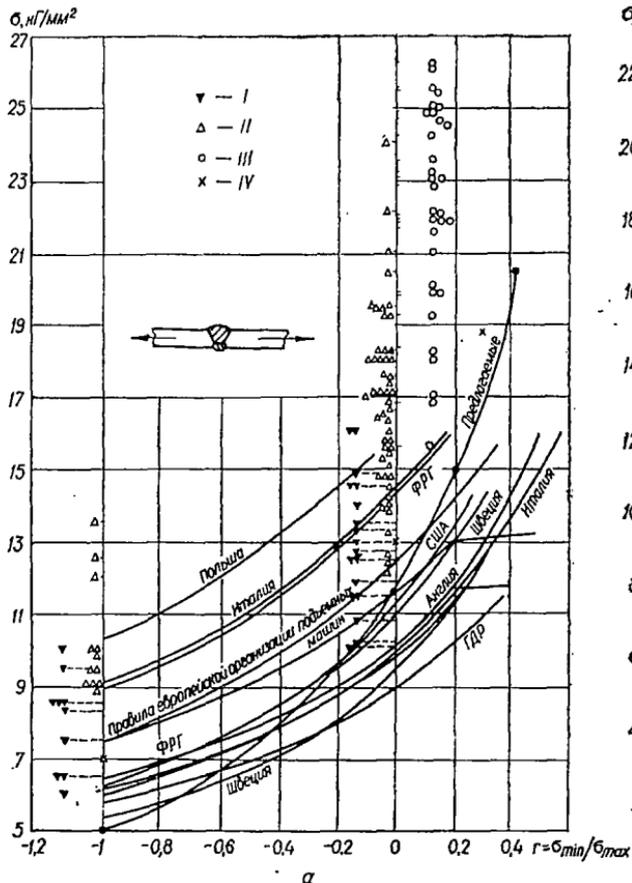


Рис. 115. Предлагаемые и принятые в различных нормах расчетные сопротивления и допускаемые напряжения по условиям усталости: а — стыковые соединения; б — прикрепления фасонки в стык; в — прикрепления ребер, диафрагмы и других вспомогательных элементов угловыми швами; г — нахлесточные соединения с обваркой по контуру; 1 — принятые в локомотивостроении; 2 — принятые в краностроении; 3 — принятые в промышленном строительстве (в случае воздействия полной нормативной нагрузки); 4, 5 и 6 — принятые в мостостроении (соответственно при длинах загрузки линии влияния  $\lambda \geq 22, 10$  и 5 м); 4', 5' и 6' — то же, что и 4, 5 и 6 при коэффициенте  $\beta = 2,2$ ; 7 — предлагаемые расчетные сопротивления.

напряжения проявляют свое влияние в наибольшей степени) предлагаемые расчетные сопротивления усталости либо совпадают, либо они ниже регламентированных, установленных ранее на основании испытания образцов небольшого сечения без учета влияния остаточных напряжений. Однако, поскольку знакопеременные напряжения, близкие к симметричному циклу, в рассматриваемых конструк-

Рис. 116. Сопоставление предлагаемых расчетных сопротивлений  $R$ , с допускаемыми напряжениями, принятыми в различных странах:

*a* — стыковые соединения: *I* — швы с пологим усилением или выполненные на подкладке; *II* — сварка в нижнем положении, усиление оставлено; *III* — усиление шва снято; *IV* — пределы выносливости, полученные с учетом влияния остаточных напряжений; *b* — прикрепление ребер жесткости; *I* — усталостная прочность на базе  $2 \times 10^6$ , полученная в лабораторных испытаниях угловые швы в исходном состоянии; *II* — то же, угловые швы с обработанными краями; *III* — пределы выносливости, полученные с учетом влияния остаточных напряжений.



циях встречаются редко и они относятся только к отдельным элементам, предлагаемые расчетные сопротивления в целом выше принимаемых в настоящее время. В то же время они гарантируют необходимую долговечность соединений в элементах, испытывающих знакопеременные напряжения.

Аналогичная картина (рис. 116) наблюдается при сопоставлении рекомендуемых  $R_r$  с допускаемыми напряжениями, принимаемыми в различных странах [211].

### 3. Учет нестационарности нагружения

В прежних нормах и технических условиях проектирования металлоконструкций предусматривалось понижение допускаемых напряжений в случае работы сварных соединений на усталость только на металл шва. Падение выносливости соединений в основном связывалось с неоднородностью наплавленного металла. Полагалось также, что с понижением напряжений в металле шва будут уменьшаться и местные напряжения, определяющие выносливость основного металла, в результате чего должно повышаться сопротивление усталости в целом. Поскольку увеличение сечения швов практически не сказывалось на общем расходе металла, изменение расчетных нагрузок для проверки на усталость не давало ощутимого экономического эффекта. Они принимались такими же, как и для расчета на прочность.

В то же время исследования и практика показывали, что принцип снижения напряжений в металле шва для уменьшения местных напряжений не оправдывает себя. Удлинение или утолщение валиковых швов в ряде случаев приводило не к повышению, а к падению выносливости сварных соединений. Поэтому последующие нормы проектирования предусматривали проверку на усталость металла шва и основного материала по сечению, прилегающему к сварному соединению. При таком подходе (обеспечение выносливости элемента у границ соединения) сечение, найденное из условия прочности, иногда требовалось увеличивать в несколько раз [14]. В этой связи возникла необходимость пересмотра расчетных нагрузок для проверки на усталость.

Строительные нормы и правила ввели новую категорию нагрузок, предназначенную для расчета на усталость [9, 110, 145]. При проверке подкрановых балок на выносливость теперь исходят из нормативных, а не расчетных нагрузок, учитывают воздействие только одного крана, динамический коэффициент принимают равным нулю. Расчет на выносливость элементов железнодорожных мостов теперь предлагается производить по пониженным нормативным нагрузкам с учетом их постепенного возрастания, но без включения редкодействующих нагрузок, входящих в дополнительные и особые сочетания. Все это привело к заметному снижению расчетных напряжений для проверки на усталость. Тем не менее и эти нагрузки

являются условными. Напряжения от нормативных нагрузок существенно превышают фактические, определяющие циклическую повреждаемость конструкций, что, в конечном счете, порождает необоснованные требования к выполнению и обработке сварных соединений вплоть до механической зачистки всех стыковых и нахлесточных швов растянутых и сжато-растянутых элементов (например, в пролетных строениях железнодорожных мостов).

Для большинства рассматриваемых конструкций характерен нестационарный режим нагружения с меняющейся по величине амплитудой напряжений. При таком режиме нагружения накопление повреждаемости зависит не только от уровня переменных напряжений, но и от продолжительности действия напряжения данного размаха по отношению к общему числу циклов. Поэтому дальнейшее совершенствование расчета на усталость сварных металлоконструкций должно связываться с установлением их действительной напряженности, изучением нестационарности и изменчивости нагружения во времени, подобно тому, как это практикуется в машиностроении [140]. Работы, проведенные в последние годы, позволили получить спектры эксплуатационных напряжений в таких конструкциях, как подкрановые балки, краны, экскаваторы, драги, телевизионные мачты и др.

Изучение напряженности подкрановых балок в 42 пролетах различных цехов металлургических и машиностроительных заводов, проведенное ЦНИИ «Проектстальконструкция» [11, 12, 15], показало, что наиболее частая нагрузка составляет только 0,3—0,6 нормативной нагрузки одного крана. Повторяющиеся напряжения в балках не превышают  $800\text{—}1000\text{ кг/см}^2$ . При этом такие напряжения наблюдаются редко. Чаще в балках действуют меньшие напряжения различной величины (рис. 117). Обследованные подкрановые балки были запроектированы по прежним нормам и рассчитывались на вертикальное воздействие двух кранов [11, 12, 15].

В связи с образованием усталостных трещин в районе угловых швов верхних (сжатых) поясов подкрановых балок ИЭС им. Е. О. Патона совместно с ЦНИИПСК были проведены исследования напряженного состояния балок в различных условиях работы. В этих исследованиях применялись более совершенные методики замеров напряжений и обработки результатов.

Было установлено, что при проходе крана по балке в зоне нахождения катка крана возникает местный крутящий момент, который вызывает закручивание верхнего пояса подкрановой балки в промежутке между ребрами жесткости. Величина и направление местного крутящего момента зависят от направления движения крана. Дополнительные переменные напряжения от действия местного момента в верхнем поясе подкрановых балок могут достигать  $500\text{ кг/см}^2$ , а в верхней части стенки —  $850\text{ кг/см}^2$ .

В то же время еще раз была подтверждена возможность снижения общих нагрузок для расчета подкрановых балок на усталость до величины, равной 0,6 нормативной. При этом сжатая часть

балки должна проверяться на усталость с учетом действия местного момента [49].

Значительные работы по изучению распределения накопленных частот крановых нагрузок проводились лабораторией эксплуатационной прочности в Дармштадте — Эберштадте (ФРГ) [185, 275]. В работе [275] изучались действительные напряжения в балках

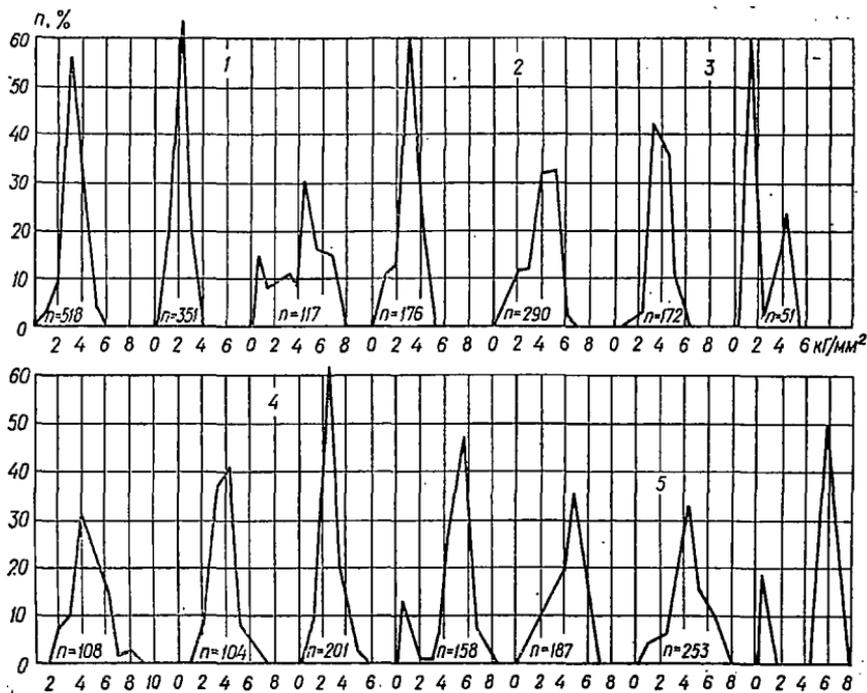


Рис. 117. Кривые частот повторяемости напряжений в подкрановых балках: 1 — дворы изложниц; 2 — шихтовые дворы; 3 — печные пролеты; 4 — разливные пролеты; 5 — отделения разделения слитков.

коробчатой конструкции четырех кранов одного из металлургических заводов. Напряжения записывались с помощью контактного датчика, в котором возникал электрический сигнал, как только напряжения достигали определенного уровня. Наблюдения длились от двух до восьми недель. Экстраполяция проводилась на 50-летний период. Было установлено, что часто повторяющиеся напряжения не превышают  $600\text{--}900 \text{ кг/см}^2$  и вызываются нагрузками, составляющими  $0,4\text{--}0,6$  нормативной нагрузки одного крана [15, 275].

Основная цель работы [185] заключалась в определении распределения накопленных частот нагрузок для различных групп кранов с отличающимися режимами работы — перегрузочных, транспортных, разливных, стрипперных, монтажных и др. Напряжения замерялись проволочными тензодатчиками, установленными посредине

нижнего пояса крановой балки. Для регистрации напряжений использовался разработанный в лаборатории пленочный осциллограф, работающий без усилителя. Осциллограф мог в течение четырех — шести недель регистрировать напряжения непрерывно. Полученные распределения накопленных частот основных нагрузок упрощены введением идеальных типовых графиков. В соответствии с этими графиками нагрузки изменяются от стабильных нижних

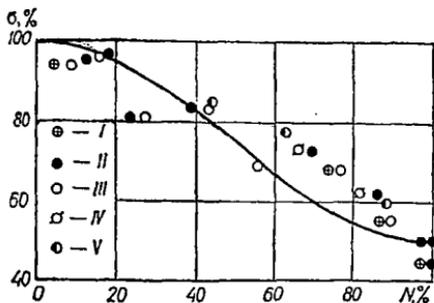


Рис. 118. Кривая распределения повторяемости максимальных напряжений в железнодорожных мостах (напряжения даны в процентах от максимального);  $N$  — число циклов в процентах от общего числа нагружений,  $I-V$  — пролет балок соответственно 12,2; 18,3; 21,0; 23,8 и 24,0 м.

пределов напряжений, соответствующих нагрузке от собственного веса крановой балки и веса порожней тележки в крайних положениях, до верхних пределов, которые в области, находящейся выше напряжений от веса порожней тележки, соответствуют гауссовскому нормальному распределению. Идеальные распределения накопленных частот охарактеризованы с помощью коэффициента распределения  $P$ . Коэффициент  $P$  соответствует доле напряжения, относящейся к наибольшей нагрузке, имеющей постоянную амплитуду. В условиях, отвечающих проведенным исследованиям, коэффициент

$P$  изменялся в пределах 0,15—0,80. При больших значениях  $P$  расчет рекомендуется выполнять исходя из условий обеспечения циклической прочности на воздействие эквивалентных нагрузок. При небольших  $P$  допускаемые напряжения целесообразно принимать исходя из статической прочности и расчет выполнять по максимальным нагрузкам.

Изменчивость напряжений в пролетных строениях железнодорожных мостов изучалась сотрудниками Иллинойского университета [99, 244]. Напряжения замерялись с помощью самопишущих приборов. Анализ этих данных показал, что максимальные напряжения в пролетных строениях возникают только при проходе наиболее тяжелых поездов, составляющих малый процент общего числа проходящих составов. Характер распределения частот максимальных деформаций, полученный в этих исследованиях, показан на рис. 118.

Расчет на усталость сварных элементов железнодорожных мостов в Советском Союзе выполняется с учетом нестационарности, вызываемой только переходом с течением времени на повышенные поездные нагрузки. Однако, учитывая распределение частот максимальных напряжений, коэффициент нагрузки  $\xi$  (если исходить из существующей методики его определения) следовало бы устанавливать не по верхним ступеням, соответствующим

максимальным напряжениям, а по нижним, отвечающим эквивалентным напряжениям (рис. 119).

О спектрах эксплуатационных напряжений в сварных элементах экскаваторов можно судить по данным работы [43]. Исследовался однокоровый универсальный экскаватор Э-2005 с прямой лопатой емкостью 2,25 м<sup>3</sup>, выпускаемый Воронежским экскаваторным заводом. Напряжения измерялись во время работы машины в карьере с высотой забоя 8 м, высотой выгрузки 6 м и категорией грунта 4. Проволочные тензодатчики устанавливались в 46 точках стрелы, рукояти, ходовой рамы и задней стенки ковша. Напряжения регистрировались на протяжении большого числа рабочих циклов,

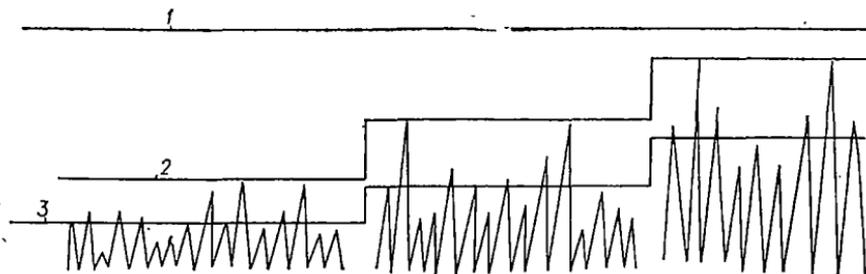


Рис. 119. Нестационарность поездажной нагрузки (схема):

1 — напряжения от нормативных нагрузок; 2 — максимальные напряжения ступеней; 3 — эквивалентные напряжения ступеней.

которые включали процесс копания, поворот, разгрузку ковша и возврат в исходное положение. Статистическому анализу подвергались данные измерений в наиболее напряженных точках. Распределение переменных напряжений в наиболее нагруженных точках рукояти, стрелы и ходовой рамы приведены на рис. 120. В 80% случаев напряжение в рукояти находится между  $-120$  и  $+600$  кг/см<sup>2</sup>, в то время как единичные максимальные напряжения могут приближаться к пределу текучести исходного материала (в данном случае применялась сталь 09Г2С).

Приведенные выше спектры напряжений, являющиеся, очевидно, представительными для подкрановых балок, кранов, пролетных строений железнодорожных мостов и экскаваторов, свидетельствуют о том, что наиболее часто повторяющиеся эксплуатационные нагрузки составляют только 0,4—0,6 принимаемых в настоящее время нормативных нагрузок для расчетов на усталость этих конструкций. В этой связи открываются широкие возможности по уточнению расчета сварных соединений на усталость, особенно касающихся определения расчетных переменных напряжений.

Для мостов, кранов, подкрановых балок, радиомачт, экскаваторов, вагонов и ряда других конструкций характерен нестационарный режим нагружения со случайной изменчивостью как максимальных  $\sigma_{\max}$ , так и минимальных  $\sigma_{\min}$  напряжений или же переменной характеристикой цикла  $r = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ . Имеется несколько предложе-

ний по приведению нестационарности такого вида к эквивалентному стационарному режиму нагружения в расчетах на усталость сварных соединений [23, 53, 137]. Однако все решения относятся

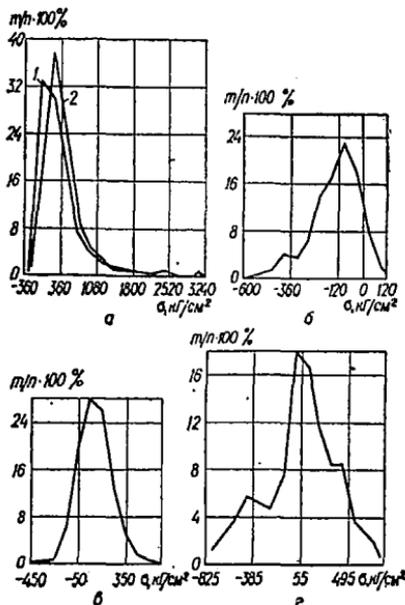


Рис. 120. Распределение переменных напряжений в наиболее нагруженных точках:

а — рукоятки (1 — при копании; 2 — при повороте); б и в — стрелы; г — ходовой рамы.

только к тому случаю, когда кривые усталости могут быть выражены функцией  $\sigma^m N = \text{const}$ , т. е. предполагается, что кривые усталости сварных соединений не имеют перелома в пределах рассматриваемых напряжений и количества их перемен. Между тем, как было показано в гл. I, кривые усталости сварных соединений резко меняют свое направление при сравнительно небольшом числе циклов, равном 1,5—3,5 млн., и описываются экспоненциальным уравнением (44) с числом циклов в показателе экспоненты. В этой общей постановке решение задачи по оценке повреждаемости сварных соединений, испытывающих нестационарное нагружение со случайно меняющимися максимальными и минимальными напряжениями, рассматривается в работе [170].

Переменные эксплуатационные нагрузки представляются стационарным случайным процессом, о свойствах которого можно судить по одной достаточно продолжительной реализации. В качестве примера на рис. 121 показана осциллограмма переменных напряжений в узле крепления ванты радиомачты, которая может рассматриваться в качестве такой реализации. Если разделить весь диапазон изменения напряжений (от самой высокой до самой низкой точки осциллограммы) на  $k$  уровней с одинаковыми промежутками между ними и считать, что  $\sigma_{\max i}$  отвечает уровню  $i$  или располагается между уровнями  $i$  и  $(i + 1)$ , а  $\sigma_{\min j}$  соответствует уровню  $j$  или на-

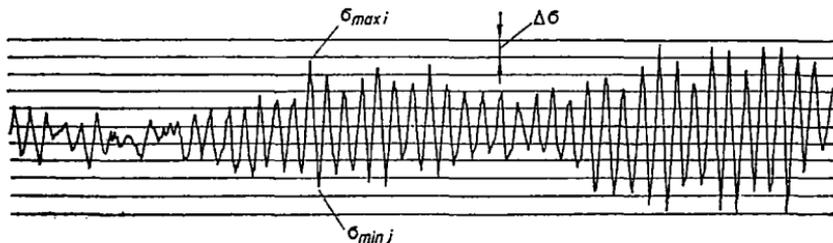


Рис. 121. Осциллограмма переменных напряжений в узле крепления ванты радиомачты.

ходится между уровнями  $j$  и  $(j + 1)$ , то любая последовательность циклов такого процесса может быть представлена  $\|n_{ij}\|$  матрицей, которая в координатах  $\sigma_{\max}$  будет иметь вид

$$\tau. \quad \|n_{ij}\| = \begin{pmatrix} n_{k1} & n_{k2} & n_{k3} & \dots & n_{k(k-1)} & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot \\ 1 \leq i, j \leq k & n_{41} & n_{42} & n_{43} & \dots & 0 & 0 \\ n_{31} & n_{32} & 0 & \dots & 0 & 0 \\ n_{21} & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \sigma_{\max} \uparrow & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \rightarrow & \sigma_{\min} & & & & & \end{pmatrix}. \quad (69)$$

Здесь  $i$  и  $j$  — порядковый номер уровней напряжений, причем первый уровень может быть расположен как угодно относительно начала координат.

Если матрица (69) определена по достаточно продолжительной записи процесса изменения напряжений в эксплуатационных условиях, то отношение числа циклов  $n_{ij}$  с экстремальными значениями  $\sigma_{\max i}$  и  $\sigma_{\min j}$  к полному числу циклов  $n$  определит вероятность появления таких циклов в процессе. С увеличением числа уровней уменьшается интервал  $\Delta\sigma$  между соседними уровнями и при  $\Delta\sigma \rightarrow 0$   $\|n_{ij}\|$  матрица, нормированная по полному числу циклов, переходит в двумерную функцию плотности вероятностей  $\Phi(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})$  появления минимума на  $i$ -м уровне после максимума на  $j$ -м уровне, которая наиболее полно характеризует циклические свойства процесса [140]. Зная зависимость общего числа циклов  $n$  от времени  $T$ , можно определить количество циклов изменения напряжений от  $\sigma_{\max i}$  до  $\sigma_{\min j}$  за это время:

$$n_{ij} = n(T) \Phi(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j}). \quad (70)$$

Рассекая поверхность  $\Phi(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})$  плоскостью, перпендикулярной плоскости  $\sigma_{\max}$ ,  $0$ ,  $\sigma_{\min}$ , проходящей через прямую, проведенную через начало координат под углом  $\text{arctg} \frac{1}{r}$  к оси абсцисс, получаем функцию плотности вероятностей появления циклов с экстремальными значениями  $\sigma_{\max i}$ ,  $\sigma_{\min j}$  при постоянном коэффициенте асимметрии  $r = \text{const}$ . Эти циклы будут вызывать такое же усталостное повреждение сварных соединений, какое наблюдается при обычных испытаниях на усталость при соответствующей характеристике цикла. В данном случае, используя гипотезу линейного накопления усталостных повреждений, можно определить накопленное относительное повреждение при данном коэффициенте асимметрии  $r$ . Проводя суммирование по всем встречающимся  $r$ , получаем

относительное усталостное повреждение сварного соединения в зависимости от времени эксплуатации конструкции

$$\sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}} = \sum_j \sum_i \frac{n(T) \Phi(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})}{N(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})} \leq 1. \quad (71)$$

При непрерывном распределении суммирование в формуле (71) заменяется интегрированием по области определения функции. В этом случае допустимый срок эксплуатации определяется из условия

$$\int_Q \int \frac{d^2 n_{ij}(\sigma_{\max i}, r_j)}{N_{ij}(\sigma_{\max i}, r_j)} \leq 1. \quad (72)$$

Используя уравнение кривой усталости (44) и уравнение линии предельных напряжений (65), можно получить следующее выражение для определения числа циклов  $N_{ij}$ :

$$N_{ij} = \frac{m}{\ln \frac{\sigma_{\max i}}{\sigma_0} (1 - r_j)} - B. \quad (73)$$

Если напряжение  $\sigma_0$  задано в виде расчетного сопротивления усталости  $R_{r_0}$ , формулы для проверки на выносливость принимают следующий окончательный вид:

в случае дискретного распределения

$$\sum_j \sum_i \frac{n_{ij}(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})}{\frac{m}{\ln \frac{\sigma_{\max i}}{R_{r_0}} (1 - r_j)} - B} \leq 1, \quad (74)$$

в случае непрерывного распределения

$$\int_Q \int \frac{n(T) \Phi(\sigma_{\max i}, \sigma_{\min j})}{\frac{m}{\ln \frac{\sigma_{\max i}}{R_{r_0}} (1 - r_j)} - B} d\sigma dr \leq 1. \quad (75)$$

Зная функцию плотности вероятностей  $\Phi(\sigma_{\min}, \sigma_{\max})$  и зависимость числа циклов  $n$  от времени  $T$ , по формуле (74) или (75) нетрудно установить допустимую расчетную долговечность сварного соединения.

Предлагаемый метод позволяет сохранить в случае необходимости традиционную форму расчета по эквивалентным напряжениям:

$$\sigma_3 < R_r, \quad (76)$$

где  $\sigma_3$  — напряжение, эквивалентное по повреждающему действию эксплуатационному режиму нагружения сварной конструкции;  $R_r$  — расчетное сопротивление усталости сварного соединения.

При таком подходе к проверке на усталость расчетные формулы могут быть получены исходя из следующего. Если принять, что

нестационарный режим нагружения вызывает относительное повреждение  $D$ , выражение (71) получает вид

$$\sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}} = D. \quad (77)$$

Предположим, что такое же повреждение  $D$  вносит стационарное напряжение  $\sigma_s$ , которое отвечает коэффициенту асимметрии цикла  $r_0$ . В этом случае накопленное число циклов должно равняться сумме циклов, идущих в накопление относительного повреждения при действии нестационарного режима, т. е.  $n_s = \sum_j \sum_i n_{ij}$ . Тогда относительное повреждение от действия напряжений  $\sigma_s$  можно представить уравнением

$$\frac{n_s}{N_s} = \frac{\sum_j \sum_i n_{ij}}{N_s} = D. \quad (78)$$

Из условия равенства зависимостей (78) и (77)

$$N_s = \frac{\sum_j \sum_i n_{ij}}{\sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}}}. \quad (79)$$

Числитель и знаменатель здесь определяются зависимостями (70), (74) и (75).

Используя уравнение кривой усталости, получаем

$$\sigma_s = \sigma_0 \exp \left( \frac{m \sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}}}{\sum_i \sum_i n_{ii} + B \sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}}} \right). \quad (80)$$

Если напряжение  $\sigma_0$ , отвечающее коэффициенту асимметрии  $r = 0$ , задано в виде расчетного сопротивления усталости  $R_{r_0}$ , формула для проверки на усталость принимает вид

$$\frac{\sigma_s}{\exp \left( \frac{m \sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}}}{\sum_i \sum_i n_{ii} + B \sum_j \sum_i \frac{n_{ij}}{N_{ij}}} \right)} \leq R_{r_0}. \quad (81)$$

Формула (81) требует проведения больших вычислений, чем формула (74). Кроме того, оценка сопротивляемости усталостным разрушениям по накоплению относительного повреждения в данном случае может оказаться более понятной и полнее отвечает методу расчета по предельным состояниям, чем проверка, выполняемая по эквивалентным напряжениям. Тем не менее для расчетов на усталость сварных соединений, испытывающих нестационарный режим нагружения со случайной изменчивостью максимальных и минимальных напряжений, можно рекомендовать обе эти формулы.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Аржаков В. Г., Игнатьева В. С., Иммерман А. Г. Остаточные напряжения от сварки в узлах стальных ферм.— Промышленное строительство, 1971, 6.
2. Аснис А. Е. Вибрационная прочность сварных соединений из низколегированных и малоуглеродистых сталей при симметричном и пульсирующем циклах напряжения.— Автоматическая сварка, 1951, 5.
- 3) Аснис А. Е. Динамическая прочность сварных соединений из малоуглеродистой и низколегированной сталей. Машгиз, М., 1962.
4. Аснис А. Е., Иващенко Г. А. Повышение прочности сварных соединений при переменных нагрузках путем электродуговой обработки.— Автоматическая сварка, 1967, 10.
5. Аснис А. Е., Иващенко Г. А., Назаренко А. Н. Применение в сварных конструкциях сталей с пределом текучести 40—45 кг/мм, легированных ниобием и ванадием.— Автоматическая сварка, 1971, 4.
6. Бакши О. А. и Шрон Р. З. Прочность при статическом растяжении сварных соединений с мягкой прослойкой.— Сварочное производство, 1962, 5.
7. Бакши О. А., Клыков Н. А., Романов Е. С. О совместном влиянии концентрации напряжений, свойств металла околосварной зоны и остаточных напряжений на усталость образцов при плоском напряженном состоянии.— Автоматическая сварка, 1971, 7.
8. Балдин В. А. Расчет стальных конструкций по методу предельного состояния.— В кн.: Исследования по стальным конструкциям. Стройиздат, М., 1950.
9. Балдин В. А. Расчет стальных конструкций по расчетным предельным состояниям. Госстройиздат, М., 1956.
10. Бать А. А. Исследование усталостной прочности сварных соединений из стали НЛ-2. — Сварочное производство, 1957, 6.
11. Бать А. А., Кошутин Б. Н. Статистическое изучение крановых нагрузок.— Строительная механика и расчет сооружений, 1960, 3.
12. Бать А. А., Кошутин Б. Н.— Режим эксплуатации подкрановых балок и мостовых кранов.— Строительное проектирование промышленных предприятий, 1961, 1.
13. Бать А. А. Вибрационная прочность сварных балок, выполненных из стали шести марок.— Автоматическая сварка, 1961, 1.
14. Бать А. А. О коэффициенте нагрузки для расчета на выносливость стальных строительных конструкций.— В кн.: Методика определения нагрузок на здания и сооружения. Госстройиздат, М., 1963.
15. Бать А. А. Определение крановых нагрузок для расчета на выносливость подкрановых конструкций. Международный совет по научным исследованиям и обмену опытом в области строительства. Комиссия № 23 по основным инженерным требованиям к надежности сооружений, Осло, 1965.
- ✓ 16. Беляев В. И. Исследование процесса усталости металлов, Минск, 1962. Изд-вс Мин-ва высшего, среднего специального и профессионального образования.
17. Большаков К. П. Влияние некоторых конструктивных и технологических факторов на вибрационную прочность сварных конструкций.— В кн.: Вибрационная прочность сварных мостов. Труды ЦНИИС, 8. Трансжелдориздат, М., 1952.

18. Большаков К. П. Влияние зачистки переходной зоны сварного соединения на его вибрационную прочность.— Железнодорожное строительство, 1953, 9.
19. Большаков К. П. Конструктивные и технологические мероприятия по снижению концентрации напряжений в сварных конструкциях.— В кн.: Исследование вибрационной прочности сварных мостовых конструкций. Труды ЦНИИС, 10. Трансжелдориздат, М., 1954.
20. Большаков К. П. Снижение напряжений в узлах сварных пролетных строений.— В кн.: Исследования прочности и долговечности сварных мостовых конструкций. Труды ЦНИИС, 20. Трансжелдориздат, М., 1956.
21. Большаков К. П. Условия проявления вредного влияния остаточных напряжений на выносливость сварных конструкций и меры по его устранению.— В кн.: Исследования сварных соединений металлических и железобетонных мостов. Труды ЦНИИС, 35. Трансжелдориздат, М., 1960.
22. Большаков К. П. Повышение выносливости узлов связей с составными фасонками.— В кн.: Исследования сварных соединений металлических и железобетонных мостов. Труды ЦНИИС, 35. Трансжелдориздат, М., 1960.
23. Большаков К. П. Расчеты стальных мостов на выносливость.— Транспортное строительство, 1966, 6.
24. Быков В. А., Разов И. А., Художникова Л. Ф. Циклическая прочность судокорпусных сталей. «Судостроение», Л., 1968.
25. Вейбулл В. Усталостные испытания и анализ их результатов. Машиностроение, М., 1964.
26. Вершинский С. В. Экспериментальные исследования прочности натуральных сварных узлов вагонных конструкций из мареновской и бессемеровской стали при повторных нагрузках ударом.— В кн.: Исследование низколегированных и малоуглеродистых строительных сталей. Труды ЦНИИ МПС, 116. Трансжелдориздат, М., 1956.
27. Винклер О. Н., Махутов Н. А. Сопротивление хрупкому разрушению малоуглеродистых сталей в связи с предварительным циклическим нагружением.— Автоматическая сварка, 1967, 7.
28. Винокуров В. А., Скурихин М. Н., Николаев В. В. Значение высокого отпуска для сварных конструкций.— В кн.: Надежность сварных соединений и конструкций. «Машиностроение», М., 1967.
29. Винокуров В. А. Сварочные деформации и напряжения. «Машиностроение», М., 1968.
30. Вопросы механической усталости, под ред. С. В. Серенсена. «Машиностроение», М., 1964.
31. Гильде В. Повышение выносливости сварных соединений конструкций с помощью пластмассовых покрытий.— Автоматическая сварка, 1965, 1.
32. Гиренко В. С., Котенко Э. В. Влияние остаточных напряжений и деформационного старения на сопротивляемость стали возникновению хрупких трещин.— Автоматическая сварка, 1968, 2.
33. Гиренко В. С., Дейнега В. А., Хололеев А. М. Изменение вязкости разрушения конструкционных сталей под влиянием циклического нагружения.— Проблемы прочности, 1971, 11.
34. Гольдштейн Я. Е. Низколегированные стали в машиностроении. Машгиз, М., 1963.
35. Горбунов Б. Н. Сплошные сварные балки и мосты. Стройиздат, М.—Л., 1941.
36. Гохберг М. М. Металлические конструкции кранов. Машгиз, М.—Л., 1959.
37. Гохберг М. М. Усталостная прочность элементов металлических конструкций.— В кн.: Труды Ленинградского политехнического института им. М. И. Калинина, 219, 1962.
38. Гохберг М. М., Тун Бао И. Влияние предварительного нагружения и высокого отпуска на усталостную прочность сварных соединений.— В кн.: Конструкции и расчеты машин. Труды Ленинградского политехнического института, 236. Машиностроение, М.—Л., 1964.

39. Г л а д ш т е й н Л. И., К у з ь м и н Ю. П. Свариваемость закаленной низколегированной конструкционной стали.— Сварочное производство, 1963, 7.
40. Г л а д ш т е й н Л. И. Сопротивляемость переменным нагрузкам высокопрочной строительной стали.— Автоматическая сварка, 1966, 10.
41. Г л и к м а н Л. А., Ш е х о в ц е в Е. Д. Об изменении хрупкой прочности стали при циклической пластической деформации.— Физика металлов и металловедение, 1966, 21, 4.
42. Г р е б е н и к В. М. Усталостная прочность и долговечность металлургического оборудования. «Машиностроение», М., 1969.
43. Г у щ а О. И., Л е б е д е в В. К., П у г а ч И. Ф. Определение долговечности сварной конструкции с учетом действующих нагрузок.— Автоматическая сварка, 1967, 3.
44. Д а в и д е н к о в Н. Н. Усталость металлов. Изд-во АН УССР, К., 1949.
45. Д а в и д е н к о в Н. Н., Н а з а р е н к о Г. Т. Изменение механических свойств в стали в процессе усталости.— ЖТФ, 1953, 23, 5.
46. Д а н и л к о Б. М., Д ь я ч е н к о В. Н., Л а р и н а Л. Н. Ускоренное определение предела выносливости сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1972, 2.
47. Д а н и л о в С. А. Распределение усилий в электросварных швах.— Авторское дело, 1930, 9, 10; 1931, 1.
48. Д а н и л о в Ю. С., К а д а т н о в а Н. В. Роль частоты нагружения при испытаниях на выносливость.— Заводская лаборатория, 1959, 6.
49. Д в о р е ц к и й В. И., Т р у ф ь а к о в В. И. Определение нагрузок для расчета на усталость подкрановых балок. Изд. ВИНТИ № 888-69-Деп.
50. Д у ч и н с к и й Б. Н. Прочность и основания расчета сварных соединений, работающих на переменные и знакопеременные усилия.— В кн.: Вибрационная прочность сварных мостов. Труды ЦНИС, 8. Трансжелдориздат, М., 1952.
51. Д у ч и н с к и й Б. Н. Материалы для расчета сварных швов и соединений мостовых конструкций.— В кн.: Исследования вибрационной прочности сварных мостовых конструкций. Труды ЦНИС, 10. Трансжелдориздат, М., 1954.
52. Д у ч и н с к и й Б. Н. Выносливость элементов сварных мостовых конструкций при переменных и знакопеременных напряжениях.— В кн.: Исследования прочности и долговечности сварных мостовых конструкций. Труды ЦНИС, 20. Трансжелдориздат, М., 1956.
53. Д у ч и н с к и й Б. Н. Расчеты на выносливость сварных конструкций железнодорожных мостов с учетом нестационарности повторно-переменных напряжений.— В кн.: Исследования сварных соединений металлических и железобетонных мостов. Труды ЦНИС, 35. Трансжелдориздат, М., 1960.
54. Е в г р а ф о в Г. К., О с и п о в В. О. Об использовании остаточных напряжений для повышения усталостной прочности сварных конструкций.— Сварочное производство, 10, 1960.
55. Е в г р а ф о в Г. К., Л я л и н Н. Б. Расчеты мостов по предельным состояниям. Трансжелдориздат, М., 1962.
56. Е в г р а ф о в Г. К., О с и п о в В. О. Усталостная прочность сварных соединений эксплуатируемых железнодорожных мостов.— Сварочное производство, 1965, 8.
57. Ж е м ч у ж н и к о в Г. В., Г и р е н к о В. С. Деформационное старение и хрупкое разрушение металла.— Автоматическая сварка, 1964, 10.
58. Ж е м ч у ж н и к о в Г. В. К вопросу определения сопротивления стали распространению хрупких трещин.— В кн.: Проектирование сварных конструкций. «Наукова думка», К., 1965.
59. Ж е м ч у ж н и к о в Г. В. и др. Влияние концентратора напряжений на прочность стали после предварительной пластической деформации и старения.— Автоматическая сварка, 1966, 1.
60. И в а н о в а В. С. Усталостное разрушение металлов. Металлургиздат, М., 1963.
61. И в а н о в а В. С. и др. Усталость и хрупкость металлических материалов. «Наука», М., 1968.
62. К а з и м и р о в А. А. Особенности проектирования сварных конструкций из высокопрочных сталей.— Автоматическая сварка, 1967, 1.

63. К а с а т к и н Б. С., М у с и я ч е н к о В. Ф. Низколегированные, высокопрочные стали для сварных конструкций.— Автоматическая сварка, 1966, 7.
64. К а с а т к и н Б. С., М у с и я ч е н к о В. Ф. Низколегированные стали высокой прочности для сварных конструкций.— «Техніка», К., 1970.
65. К а р п е н к о Г. В. Влияние активных жидких сред на выносливость стали. Изд-во АН УССР, К., 1955.
66. К е д р о в А. И. Влияние некоторых технологических недостатков изготовления сварных соединений на их вибрационную прочность.— В кн. Исследования прочности и долговечности сварных мостовых конструкций. Труды ЦНИИС, 20. Трансжелдориздат, М., 1956.
67. К и х а р а, О б а. Влияние формы надреза на хрупкое разрушение сварного шва.— Дзюкё ромоунсю, 1960, 108.
68. К л ы к о в Н. А. Использование сосредоточенного (точечного) нагрева для повышения усталостной прочности сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1966, 8.
69. К л ы к о в Н. А., С к р е б к о в А. Г. Чувствительность сварных соединений малоуглеродистых сталей к концентрации напряжений при циклических нагрузках.— Автоматическая сварка, 1967, 7.
70. К л ы к о в Н. А., Р о м а н о в Е. С. Усталостная прочность сварных образцов при изгибе с кручением.— Автоматическая сварка, 1969, 6.
71. К л ы к о в а Г. И., К л ы к о в Н. А. К вопросу об изучении чувствительности металла сварных соединений к концентраторам напряжений.— В кн.: Вопросы сварочного производства. Труды ЧПИ, 33. Челябинск, 1965.
72. К л ы к о в а Г. И. Усталостная прочность сварных соединений с мягкой прослойкой.— В кн.: Вопросы сварочного производства. Труды ЧПИ, 63. Челябинск, 1968.
73. К о л т у н о в П. С. Вибрационная прочность сварных соединений из стали НЛ-2 (СХЛ-2).— В кн.: Экспериментальные исследования стальных конструкций. Стройиздат, М., 1950.
74. К о ч е р г о в а Е. Е. Вибрационная прочность соединений из низколегированных сталей.— В кн.: «Исследования по металлическим конструкциям». Труды ЦНИИСК, 5. Стройиздат, М., 1961.
75. К р а й ч и к М. М. Усталостная прочность и упрочнение сварных соединений из малоуглеродистой и низколегированной стали.— Автоматическая сварка, 1953, 3.
76. К р а й ч и к М. М. Пути повышения динамической прочности сварных соединений.— В кн.: Труды ЦНИИ МПС, 95. Трансжелдориздат, М., 1954.
77. К р а й ч и к М. М., Д о р о д н и ц ы н а Н. В. Анализ хрупких разрушений сварных конструкций подвижного состава.— Автоматическая сварка, 1965, 9.
78. К р а й ч и к М. М. Две разновидности возникновения хрупкого разрушения сварных конструкций подвижного состава.— В кн.: Исследования прокатной стали и свойств сварных соединений для подвижного состава. «Транспорт», М., 1966.
79. К р а й ч и к М. М., Ш л я п и н В. Б., Д а в ы д о в А. И. Влияние поверхностного упрочнения сварных соединений на сопротивление хрупкому разрушению.— В кн.: Исследование прокатной стали и свойств сварных соединений для подвижного состава. Труды ЦНИИ МПС, 323. «Транспорт», М., 1966.
80. К р а й ч и к М. М., М и н к о в Я. Л., К и я н Д. М. Упрочнение сварных рам тележек подвижного состава методом поверхностного пластического деформирования.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин, 110. «Машиностроение», М., 1969.
81. К р а й ч и к М. М. и др. Оценка различных способов повышения усталостной прочности сварных конструкций подвижного состава.— Сварочное производство, 11, 1971.
82. К у д р я в ц е в И. В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. Машгиз, М., 1951.

83. Кудрявцев И. В. Повышение усталостной прочности сварных металлоконструкций.— В кн.: Усталостная прочность сталей. Машгиз, М., 1951.
84. Кудрявцев И. В., Саввина Н. М. Повышение усталостной прочности сварных соединений поверхностным наклепом.— Автогенное дело, 1951, 4.
85. Кудрявцев И. В.— Повышение усталостной прочности сварных соединений поверхностным наклепом.— В кн.: Повышение усталостной прочности машин поверхностной обработкой. Машгиз, М., 1952.
86. Кудрявцев И. В., Саввина Н. М. Исследование усталостной прочности соединений, выполненных электрошлаковой сваркой на образцах большого сечения.— Сварочное производство, 1956, 11.
87. Кудрявцев И. В., Наумченков Н. Е., Саввина Н. М. Усталостная прочность соединений элементов крупных сечений, выполненных электрошлаковой сваркой. «Сварочное производство», 1958, 4.
88. Кудрявцев И. В. О методе определения предела выносливости по испытанию одного образца.— В кн.: Труды ЦНИИТМАШ, 18, М., 1961.
89. Кудрявцев И. В., Минков Я. Л., Бурмистрова Л. Н. Упрочнение необработанных сварных швов методом поверхностного пластического деформирования.— В кн.: Научно-техническая информация о работах ЦНИИТМАШ, 61, 1966.
90. Кудрявцев П. И., Гельман А. С. Влияние механической неоднородности на усталостную прочность сварных соединений.— Сварочное производство, 1964, 11.
91. Кудрявцев П. И. Определение влияния концентрации напряжений на усталостную прочность механически неоднородных сварных соединений.— Заводская лаборатория, 1966, 4.
92. Майлендер Р. Усталостная прочность. Справочник по сталям и методам их испытаний. Машгиз, М., 1958.
93. Марин Н. И. Влияние повторных нагрузок на прочность конструкций машин.— В кн.: Прочность и износ горного оборудования, М., 1959.
94. Махутов Н. А. Влияние условий нагружения на разрушение корпусной низколегированной стали.— В кн.: Труды МАТИ, 61, М., 1964.
95. Машины, приборы и другие технические изделия, предназначенные для эксплуатации в условиях низких температур (северное исполнение). ГОСТ 14892-69.
96. Мельников Н. П., Зелятров В. Н. Выбор сталей для строительных металлических конструкций. Стройиздат, М., 1967.
97. Михеев П. П., Труфяков В. И., Буштетт Ю. П. Применение импульсивной обработки для повышения выносливости сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1967, 10.
98. Мордвинцев Л. А. Исследование распределения напряжений по сечению шва в тавровом соединении и его прочность.— Вестник металлопромышленности, 1938, 6.
99. Мюнзе В. Х. Усталостная прочность сварных стальных конструкций. «Машиностроение», М., 1968.
100. Навроцкий Д. И., Звягинцев С. К., Исаев Н. И. Исследование влияния внутренних напряжений на прочность сварных элементов с резким изменением формы при вибрационной нагрузке.— В кн.: Сварочное производство. Труды ЛПИ, 4. Машгиз, М.—Л., 1954.
101. Навроцкий Д. И. Расчет сварных соединений с учетом концентрации напряжений. «Машиностроение», Л., 1968.
102. Навроцкий Д. И. Прочность сварных соединений. Машгиз, М., 1961.
103. Наумченков Н. Е., Богград С. А. Усталостная прочность элементов сварных металлоконструкций мостовых кранов.— В кн.: Повышение прочности и долговечности машин, 110. «Машиностроение», М., 1969.
104. Наумченков Н. Е. Усталостная прочность балок, изготовленных в углекислом газе.— Сварочное производство, 1971, 4.
105. Нейбер Г. Концентрация напряжений. Гостехиздат, М., 1947.
106. Николаев Г. А. Исследование сварных конструкций.— В кн.: Труды ЦИС НКПС. Гострансиздат, М., 1932.

107. Николаев Г. А., Макаров И. И. Влияние качества сварки на механические свойства сварных соединений.— В кн.: Труды МВТУ, 37. Машгиз, М., 1955.
108. Николаев Г. А., Румянцев С. В. Повышение выносливости сварных соединений поверхностным наклепом.— В кн.: Вопросы прочности материалов и конструкций. Изд-во АН СССР, М., 1959.
109. Николаев Г. А. Расчет сварных соединений и прочность сварных конструкций. «Высшая школа», М., 1965.
110. Нормы и технические условия проектирования стальных конструкций, 121—55. Госстройиздат, М., 1955.
111. Одинг И. А. Структурные признаки усталости металлов. Изд-во АН СССР, М., 1949.
112. Одинг И. А. Допускаемые напряжения в машиностроении. Машгиз, М., 1962.
113. Одинг И. А., Никонов А. Г., Марьяновская Т. С. Влияние циклической нагрузки на порог хладноломкости углеродистой стали.— ДАН СССР, 1962, 143, 6.
114. Окерблом Н. О. Расчет выносливости сварных конструкций с учетом напряжений, возникающих при сварке.— В кн.: Труды ЛПИ, 199, 1958.
115. Окерблом Н. О. Комбинированные сварные конструкции. Судпромгиз, Л., 1962.
116. Окерблом Н. О. Конструктивно-технологическое проектирование сварных конструкций. «Машиностроение», М.—Л., 1964.
117. Папкович П. Ф. О напряжениях в сварных лобовых швах.— В кн.: Автогенная сварка, IV. Кубуч, Л., 1933.
118. Патон Е. О., Горбунов Б. Н., Бернштейн Д. О. Влияние усадочных напряжений на прочность сварных конструкций.— Автогенное дело, 1937, 7.
119. Перлис И. Л. Влияние технологических факторов в стыковых швах на прочность сварных соединений.— В кн.: Труды НИИ мостов, сообщение № 41. Трансжелдориздат, М., 1957.
120. Писаренко Г. С. и др. Прочность материалов при высоких температурах. Изд-во АН УССР, К., 1966.
121. Плацко Г. В., Мойса М. И., Карасев Л. П. Применение лазера для снятия остаточных сварочных напряжений.— Физико-химическая механика материалов, 1971, 6.
122. Погодин-Алексеев Г. И., Савельева М. С. Влияние термической обработки на механические свойства околошовной зоны стали 55.— Сварочное производство, 1957, 3.
123. Попов К. В., Киселев Ю. К. Влияние работы в условиях усталости на хладноломкость стали.— Автоматическая сварка, 1967, 3.
124. Прикладные вопросы вязкости разрушения (перевод с английского). «Мир», М., 1968.
125. Прокофьева-Михайловская А. Э. Исследование напряжений в лобовых швах сварных соединений с накладками оптическим методом.— В кн.: Автогенная сварка, IV. Кубуч, Л., 1933.
126. Пухнер О. Влияние собственных напряжений, возбуждаемых в материале на предел выносливости.— Чехословацкая тяжелая промышленность, 1961, 1.
127. Раевский Г. В. Вибрационная нагрузка вагонов и вибрационные испытания сварных узлов вагонного типа.— В кн.: Вопросы сварного вагоностроения. Изд-во АН УССР, К., 1941.
128. Раевский Г. В. Повышение прочности сварных конструкций путем статической перегрузки.— В кн.: Сб. трудов по автоматической сварке под флюсом, I. Изд-во АН УССР, 1948.
129. Разов И. А., Художникова Л. Ф., Шевандин Е. М. Исследование влияния циклического нагружения на изменение склонности стали к хладноломкости.— В кн.: Прочность металлов при переменных нагрузках. Изд-во АН СССР, М., 1963.

130. Райнхарт Д., Пирсон Д. Взрывная обработка металлов. «Мир», М., 1966.
131. Ратнер С. И. Прочность при повторных нагрузках и сопротивление хрупкому разрушению.— В кн.: Усталость металлов. Изд-во АН СССР, М., 1960.
132. Рекомендации по ускоренному определению пределов выносливости образцов. Метод Локати. Госкомитет стандартов Совета Министров СССР, ВНИИНМАШ, М., 1971.
133. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. Машгиз, М., 1951.
134. Савельев В. Н. и др. Вибрационная прочность сварных стыковых соединений из стали НЛ-2.— Сварочное производство, 1958, 8.
135. Сагалевич В. М., Мейстер А. М. Устранение сварочных деформаций и напряжений листовых конструкций нагружением с вибрацией.— Сварочное производство, 1971, 9.
136. Сагалевич В. М., Кондаков Г. Ф. Высокоскоростное пульсирующее деформирование как метод снятия напряжений и устранения деформаций.— В кн.: Остаточные напряжения и прочность сварных соединений и конструкций. Труды МВТУ, 133. «Машиностроение», М., 1969.
137. Сергиевский А. Д. Основные положения расчета конструкций на усталость.— В кн.: Проектирование сварных конструкций. «Наукова думка», К., 1965.
138. Сварные конструкции локомотивных тележек (основные положения проектирования и изготовления). Под редакцией проф. К. П. Королева. «Транспорт», М., 1971.
139. Серенсен С. В. Усталость металлов. Машгиз, М., 1949.
140. Серенсен С. В. и др. Прочность при нестационарных режимах нагрузки. Изд-во АН УССР, К., 1961.
141. Серенсен С. В., Когаев В. П., Шнейдерович Р. М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. Машгиз, М., 1963.
142. Серенсен С. В., Махутов Н. А. Механические закономерности хрупкого разрушения.— Автоматическая сварка, 1967, 8.
143. Соколовский П. И. Малоуглеродистые и низколегированные стали. «Металлургия», М., 1966.
144. Соколовский П. И., Яковлева В. С. Влияние сварки на механические свойства термически обработанной низколегированной стали.— Автоматическая сварка, 1966, 4.
145. Строительные нормы и правила (СНиП), 4, II, гл. П-Б.1. Госстройиздат, М., 1954.
146. Строительные нормы и правила. Стальные конструкции, нормы и проектирования (СНиП) П-В. 3-62, М., 1963.
147. Строительные нормы и правила. Металлические конструкции, правила изготовления монтажа и приемки (СНиП) III-В. 5-62, М., 1963.
148. Стрелецкий Н. С. Основы статистического учета коэффициента запаса. Стройиздат, М., 1947.
149. Стрелецкий Н. С. и др. Металлические конструкции. Госстройиздат, М., 1961.
150. Технология электрической сварки плавлением. Под ред. Б. Е. Патона. Машгиз, М., 1962.
151. Технические условия проектирования и изготовления сварных пролетных строений железнодорожных мостов (ТУПИМ-св-55). Трансжелдориздат, М., 1956.
152. Технические условия проектирования железнодорожных и городских мостов и труб (СН200-62). Трансжелдориздат, М., 1962.
153. Технические условия на проектирование и изготовление сварных конструкций локомотивных тележек. Изд-во ЦНИИ МПС, М., 1967.
154. Трощенко В. Т. Усталость и неупругость металлов. «Наукова думка», К., 1971.
155. Труфяков В. И. О роли остаточных напряжений в понижении выносливости сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1956, 5.

156. Труфьяков В. И. и др.: Электромагнитная<sup>1</sup> вибационная машина для испытания сварных соединений на выносливость. — Автоматическая сварка, 1958, 12.
157. Труфьяков В. И. О критерии усталостного разрушения сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1959, 7.
- ✓ 158. Труфьяков В. И. Вопросы методики испытаний сварных соединений на выносливость.— Автоматическая сварка, 1963, 1.
159. Труфьяков В. И. Пределы выносливости сварных соединений из стали М16С.— Автоматическая сварка, 1963, 2.
160. Труфьяков В. И. Усталость и хрупкое разрушение сварных соединений. В кн.: Вопросы механической усталости. «Машиностроение», М., 1964.
- ✓ 161. Труфьяков В. И. Выносливость продольных и поперечных пористых швов.— В кн.: Новые проблемы сварочной техники. «Техника», К., 1964.
- ✓ 162. Труфьяков В. И., Михеев П. П. Способы повышения выносливости сварных соединений.— Автоматическая сварка, 1964, 11.
163. Труфьяков В. И. О методике расчета сварных соединений на выносливость.— В кн.: Проектирование сварных конструкций. «Наукова думка», К., 1965.
- ✓ 164. Труфьяков В. И. Михеев П. П. Повышение выносливости сварных соединений.— Строительные и дорожные машины, 1966, 9.
- ✓ 165. Труфьяков В. И., Осауленко Л. Л., Корягин Ю. А. Концентрация напряжений в стыковых соединениях.— Автоматическая сварка, 1966, 10.
- ✓ 166. Труфьяков В. И. и др. Выносливость сварных соединений низколегированных сталей.— Автоматическая сварка, 1966, 11.
167. Труфьяков В. И., Павлов В. В., Жемчужников Г. В. Распространенные случаи и причины хрупких разрушений.— Автоматическая сварка, 1967, 2.
- ✓ 168. Труфьяков В. И., Ковальчук В. С. Сопротивление усталости при низких частотах нагружения.— Автоматическая сварка, 1968, 12.
- ✓ 169. Труфьяков В. И. Сопротивление усталости пластин и сварных соединений с различной концентрацией напряжений.— Автоматическая сварка, 1969, 7.
170. Труфьяков В. И., Гуща О. И., Дворецкий В. И. Расчет на усталость сварных соединений, испытывающих нестационарный режим нагружения.— Автоматическая сварка, 1969, 12.
- ✓ 171. Труфьяков В. И., Михеев П. П., Кудинов В. М. Импульсивная обработка сварных соединений.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием, 90. ЦНИИТМАШ, М., 1970.
172. Труфьяков В. И., Гиренко В. С., Михеев П. П. Влияние местных пластических деформаций на сопротивляемость сварных соединений хрупким разрушениям.— В кн.: Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием, 90. ЦНИИТМАШ, М., 1970.
- ✓ 173. Труфьяков В. И. Сопротивление сварных соединений усталостным разрушениям с учетом влияния остаточных напряжений.— В кн.: Научные проблемы сварки и специальной электрометаллургии, ч. 2. «Наукова думка», К., 1970.
174. Ужик Г. В. Методы испытаний металлов и деталей машин на выносливость. Изд-во АН СССР, М., 1948.
175. Ужик Г. В. Хрупкое разрушение в условиях циклических перегрузок.— В кн.: Вопросы механической усталости. «Машиностроение», М., 1964.
176. Форрест П. Усталость металлов. Перевод с английского под ред. С. В. Серенсена. «Машиностроение», М., 1968.
177. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Оборонгиз, М. 1952.
178. Хальд А. Математическая статистика с техническими приложениями. ИЛ, М., 1956.
179. Хейвуд Р. Проектирование с учетом усталости. «Машиностроение», М., 1969.

180. Хренов К. К., Чудаков В. А. Магнитно-импульсная сварка.— Автоматическая сварка, 1968, 2.
181. Чаевский М. И., Шатинский В. Ф. Повышение работоспособности сталей в агрессивных средах при циклическом нагружении. «Наукова думка», К., 1970.
182. Чудновский А. Д. Влияние циклического нагружения на склонность конструкционных материалов к потере вязкого состояния.— В кн.: Труды ЦНИИТМАШ, 73, М., 1967.
183. Шабалин В. И. Влияние частоты переменных напряжений на выносливость низколегированной стали.— Заводская лаборатория, 1965, 5.
184. Шавырин В. Н. К вопросу о повышении выносливости сварных соединений в тонколистовых конструкциях из алюминиевых сплавов.— Сварочное производство, 1970, 1.
185. Швеер В. Применение распределения накопленных частот нагрузок в качестве основы для расчета металлургических мостовых кранов. Черные металлы.— Журнал по вопросам черной металлургии, ФРГ, 1964, 3.
186. Шевандин Е. М., Навроцкий Д. И., Решетникова Р. Е. Усталостные испытания сварных соединений низколегированной и малоуглеродистой стали.— В кн.: Труды Ленинградского политехнического института, 199. Машгиз, М., 1958.
187. Шевандин Е. М., Курдюкова Л. Ф., Рубинштейн Л. М. Влияние концентрации напряжений на усталостную прочность стали.— Физика металлов и металловедение, VIII, 1. Металлургиздат, Свердловск, 1959.
188. Шверницкий В. В., Труфяков В. И. Рациональная конструкция монтажного стыка двутавровых сплошных форм.— Автоматическая сварка, 1950, 3.
189. Шверницкий В. В., Труфяков В. И. Конструкция прикрепления поперечных и продольных балок в цельносварных мостах с ездой понизу.— Автоматическая сварка, 1951, 4.
190. Шверницкий В. В. и др. Статическая прочность сварных соединений из малоуглеродистой стали. Изд-во АН УССР, К., 1951.
191. Шверницкий В. В., Труфяков В. И. Экспериментальные исследования влияния остаточных напряжений на выносливость сварного соединения.— Автоматическая сварка, 1952, 4.
192. Шишкин В. Ю., Манилова Р. З. Вибрационная прочность сварных двутавровых балок (сообщение № 14). Трансжелдориздат, М., 1955.
193. Школьник Л. М., Акбашев Б. З., Шахов В. И. Влияние полимерной пленки на основе смолы ВДУ-3 на усталостную прочность металлов.— В кн.: Прочность металлов при переменных нагрузках. Изд-во АН СССР, М., 1963.
194. Шрон Р. З. К вопросу об оценке прочности сварных соединений с мягкой прослойкой.— Сварочное производство, 1962, 9.
195. Яманов В. М., Лыков Л. С. Усталостная и ударная прочность соединений, сваренных в углекислом газе.— Автоматическая сварка, 1971, 1.
196. Янко Я. Математико-статистические таблицы. Госстатиздат, М., 1961.
197. V a r r e z G., L e y m o n i e C. Etude de l'influence d'enduits sur la tenue à la fatigue par traction ondulée d'éprouvettes en croix soudées en angle. IIS, Doc. XIII—587—70.
198. Becker G., Baumann P. Einfluß von stufgeschweissten Verbindungserschweißungen verschiedener Schweißverfahren.— Schweißtechnik (DDR), 1964, 1.
199. Bibber L. et. al. A new highyield strength alloy steel for welded structures.— В кн.: Welding research council bulletin series, 13. N. Y. Juli, 1952.
200. Bierret and Gruning.— Stahlbau, 1933, 6, p. 169.
201. Burdekin F., Harrison J. and Young J. The effect of weld defects with special reference to BWRA research, IIW, Doc. XIII—506—68.
202. Charman E., Welded Joints.— J. Amer. Weld. Society, 1934, 2.
203. C o k e r E. G.— Proc. Inst. Mech. Eng., 1930, 3.

204. C o k e r E. G. and Russell R. The Stresses in Fusion Joints.— J. Amer. Weld. Soc. 1934, 6.
- 205. D i e t e r G. Response of Metals to High — Velocity Deformation, Metallurgical Conference. Interscience Publisher, N. Y. 1961.
206. The effect of slag inclusions on the fatigue strength of machined butt welds. International Institute of Welding, Doc. XIII—514—68.
207. E r k e r A. Berechnung von Schweiß — Konstruktionen bei veränderlicher Beanspruchung.— Schweißen und Schneiden, 1953, 11.
208. D e G a r m o E. The Effect of Weld Length upon the Residual Stresses of Unrestrained Butt Welds.— Weld. J. August, 1946.
209. G e r o l d U.— Bautechnik, Cap. 48, 1936.
210. G i l d e W., M ü l l e r G., S c h w a r r H. Erhöhung der Dauerfestigkeit von dynamisch beanspruchten Konstruktionen durch Plastüberzüge.— Schweisstechnik, 1962. 2.
211. G u e r r e r a Y. Rules and Experimental data in Fatigue IIW, Doc. XV—228—67.
212. G u n n e r t IIW, Doc. IIW/IIS—101—63.
213. G u r n e y T. and T r e p k a. Influence of local Huting on Fatigue Behaviour of Welded Specimens. British Weld. J. 1959, 1.
214. G u r n e y T. Influence of residual stresses on fatigue strength of plates with fillet welded attachments.— British Weld. J. 1960, 6.
215. G u r n e y T. Influence of residual stresses on fatigue welded attachments.— Britttish Welding J. 1960, 6.
216. G u r n e y T. Influence of Artificially Induced Residual Stresses on Fatigue Strength of Load — Carrying Welded Joints in Mild Steel.— British Weld. J. 1961, 11.
217. G u r n e y T. Effect of Stress Relief on Fatigue Strength of  $\frac{1}{2}$  in Thick Transverse Butt Welds Containing Slag Inclusions.— BWI, 1964, 11.
218. G u r n e y T., S m i t h M. Fatigue tests on  $1\frac{1}{2}$  in the thick transverse butt welds containing slag inclusions, International Institute of Welding, Doc. XIII—459—67.
219. G u r n e y T., Fatigue of Welded structures. Cambridge University Press, 1968.
220. G u y o t F. Fatigue tests on transverse butt welds characterized by on in complete root penetration International Institute of Welding, Doc. XIII—490—67.
221. H a l l W. et al. Studies on Welding Procedures.— Welding. J. 1962, 11.
222. H a r r i s W. Cyclic Stressing Frequency Effect on Fatigue Strength.— Aircraft Engng. December, 1959.
223. H a r r i s o n J. Further techniques for improving the fatigue strength of welded joints.— British Weld. J. 1966., 11.
224. H a r r i s o n J. Further fatigue tests of 1,5 in thick butt welds containing slag inclusions: International Institute of Welding, Doc. XIII—500— 68.
225. H a r r i s o n J., G u r n e y T. Some fatigue tests on 1,5 in thick butt welds containing continuous slag lines. International Institute of Welding, Doc. XIII—501—68.
226. H a r r i s o n H. The analysis of fatigue test results for butt welds with lack of penetration defects using a fracture mechanics approach. International Institute of Welding, Doc. XIII—520—68.
227. H o l d e n I. The Hardening and Embrittlement of Mild Steel by Cyclic Stressing at the Fatigue Limit.— Acta Met. 1959, 3.
228. H o m e s G. A. Beziehungen zwischen ursprungsfestigkeit und dichtigkeit von flusstahlschweißungen.— Arcos, 1938, 89.
229. H o r i k a w a K. and O k u m u r a T. Elastic and Plastic Stress Distribution on Base Plates in the Neighbourhood of Fillet Welds in Lap Joints, IIW, XIII—615—71.
230. H o t t a T. et al. Some aspects improving fatigue strength of butt welded joint.— IIW, Doc. XIII—532—69.
231. I t o T., S a g o Y., and T a n a k a K. Brittle Fracture Initiation from the Bonds of Welded Mild and High Strenght Steel plates. International Institut of Welding, Doc. X—556—68.

232. Ikeda K. Akida Y. and Kihara H. The Deep Notch Test and Brittle Fracture Initiation.— Weld. J. 1967, 3.
233. Kelso T. Stress relief by vibration.— Tool and Manufacturing Eng. 1968, 3.
234. Kaufman P. Verbesserung des Ermüdungsverhaltens von Stumpfschweißverbindungen.— Schweisstechnik, 1971, 12.
235. Kenyon N., Mirrison W. and Quarrell. Fatigue strenght of welded joints.— British Weld. J. 1966, 3.
236. Kihura H., Kanazava T. Ikeda K. Charakteristiky krehkeho lomy zvarneho spoja. Zvaranie. Iul — august, 1967.
237. Kiziorski J. Fatigue Aspects in Aircraft Welding Design.— Weld. J., 1955, 5.
238. De Leiris H. et Frappier. Sur la relation entre la distance d'une inclusion à la surface et l'influence de cette inclusion sur la fissuration par fatigue.— Revue de Metallurgie, Janvier, 1959.
239. Locati L. Le prove di fatica come ausilio alla progettazione ad alla produzione.— Metallurgia italiana, 1955, 9.
240. Mac Gregor C. and Grossman N. Some New Aspects of the Fatigue of Metals Brought out by Brittle Transition Temperature Tests.— Weld. J. 1948, 3.
241. Masumoto I., Tamaki K. and Iwata M. Improvement of fatigue Strength of Steel Welded Joint by Hot Galvanizing (Report 1). «Journal of the Japan Welding Socaety», 1969, N 5.
242. Masumoto I. and Iwata M. Improvement of Fatigue Strength of Steel Welded Joint by Hot Galvanizing (Report 2—4).— J. Japan Weld. Soc. 1969, 6—8.
243. Matting A. and Neitzel M. The Influence of Weld Defects on the Fatigue Behaviour of Welded Constructions.— British Weld. J 1967, 1.
244. Munse W. H., Fuller I. R. and Petersen K. S. Cumulative Damage in Structural Joints.— AREA, Bulletin 544, 1958.
245. Mylonas C. and Rockey K. Exhaustin of Ductility ny Hot Straining — an Explanation of Fracture Initiation Close to Welds.— Weld. J. 1961, 40.
246. Mylonas C. The mechanics of brittle fracture, Applied Mechanics.— В кн.: Proc. of the 11th Int. Congress of Applied Mechanics, Münich, 1964.
247. Neuman A. Theorie der Dauerfestigkeit von Schweissverbindungen.— Schweisstechnik, 1958, 8, 12.
248. Newman R. Effect on Fatigue Strength Internal Defects in Welded Joints.— BWJ 1959, 2.
249. Newman R., Gerney T. R., Fatigue Test on  $\frac{1}{2}$  in Thick Transverse Butt Welds Containing Slag Inclusions.— BWI, 1964, 7.
250. Newman R. and Dawes M. Exploratory Fatigue Tests on Transverse Butt Welds Contaming lack of penetration.— British Weld. J. 1965, 3.
251. Nichols R. The use of overstressing techniques of reduce the risk of subsequent brittle fracture.— British Weld. J. 1 and 2 1968.
252. Nichols R. Overstressing as a means of reducing the risk of subsequent brittle fracture. British Weld. J. 10, 1968.
253. Norton, Rosenthal. An Investigation of the Behaviour of Residual Stresses under External Load and their Effect on Safety.— The Weld. J. February, 1943.
254. Norton, Rosenthal and Maloof, X-ray diffraction study on the effect of residual compression on the fatigue of notched specimens.— Weld. J. November, 1946.
255. Oates G. Influence of Fatigue on brittle fracture in mild steel.— J. Iron and Steel Inst. 10, 1966.
256. Okerblom N. O. and Navrozky D. I. Effect of residual stresses of weldment's vibration strength. International Institute of Welding, Doc. X — 239—59—OF.
257. Okukawa A., Horikawa K. and Okumura T. Some Experimental Studies on Fillet Weld Lap Joint. IIW, Doc. XIII—616—71.
258. Oschatz E.— VDI-Verlag, 1933.

259. Puchner O. Schwellfestigkeit Geschweisster Knotenblechanschlüsse und ihre Erhöhung durch örtliche Glühung.— Schweißtechnik, 1956. 4.
260. Puchner O. Fatigue strength rising of weldments with residual stress considered.— Weld. in Chechoslovakia, 1964.
261. Puchner O.— Schweissen und Schneiden, 1970, 1.
262. Ros M. Experiments for Determination of the Influence of Residual Stresses on the Fatigue Strength of Strenght of Structures. Transactions of Inst. of Weld. October, 1960.
263. Ros M. Report N 160, Swiss. Federal Testing Lab., Zürich, 1947.
264. Serensen S., Trufjakov V. Propositions on the Method of Fatigue Testing Welded Joints. IIW, Doc. XIII—384—65.
265. Serensen S., Trufjakov V., Korjagin Ju. Residual Stresses and Fatigue Resistance of Welded Joints. IIW, Doc. XIII—436—66.
266. Serensen S., Trufjakov V., Korjagin Ju. About the Remarks Made on Reports XIII—384—65, in Docum. XIII—426—66, XIII—450—67, XIII—463—67, XIII—469—64. IIW, Doc. XIII—493—68.
267. Serensen S. et al. Evaluation of Weld Metal Resistance Against Brittle Fracture in Connection with Technological Defects, IIW, Colloquim, Kyoto, 1969.
268. Serensen S., Trufjakov V., Babaev A. The Influence of Welding defects on a fatigue resistance of joints considering residual stressing.— IIW, Doc. XIII—552—69.
269. Serensen S., Trufjakov V., Babaev A. The effect of residual stresses in estimation off atigue resistance for butt joints with of penetration according to the criteria of fracture mechanics.— IIW, Doc. XIII—589—70.
270. Serensen S., Trufjakow V., Korjagin Yu. Statistical evaluation of the design fatigue strengths of welded joints.— IIW, Doc. XIII—634—71.
271. Serensen S., Trufjakof V, Girenko V, Cyclic load brittle fractures of low temperature. JJW, Doc. X—604—70.
272. Solakian A. Stresses in Transverse Fillet Welds by Photoelastik Methods. J. of American Weld. Soc. 1934, 2.
273. Stallmeyer I. E., Munse W. H. and Goodal B. J. Behaviour of Welded Built — Up Beams under Repeated Loads.— Weld. J. 1957.
274. Stress Relief Engineering Co. «Formula 62» for stress relieving metals, California, USA.
275. Svenson O., Schweer W. Ermittlung der Betriebsbedingungen für Hüttenkrane und Überprüfung der Bemssungsgrundlage.— Stahl und Eisen, 1960, 2.
276. Trufjakov V. Welded Joints and Residual Stresses.— British Weld. J. 1958, 11.
277. Trufjakov V., Gusca O. Otazky statistickeho hodnotenia zivotnosti zvaranych konstrukcii podrobnych menlivemu zatazeniu. V.— Zvaranie, 1971, 9—11.
278. Tesar S., Puchner O.— Strojirenstvi, 1963, 13.
279. Thum A.— VDI, 1931, 43.
280. Weck R. The Fatigue Problem in Welded Construction.— В кн.: Proc. Int. Conf. Fatigue of Metals, Inst. Mech. Eng., London, 1956.
281. Weller I. Weissgerber. Wplyw czastotliwosci zmian obciazenia przy badaniu ograniczonej wytrzymałości zmaczeniowej spawanych probek z lekkich metali — Przegląd spawalnictwa, luty, 1962.
282. Wiene P. Effect of Annealing (650° C) on Bending Fatigue of Large Welded Test Pieces.— Weld. J. May, 1956.
283. Wilson W. M. et al. Fatigue Strength of Fillet — Weld and Plug — Weld Connections in Steel Structural Members. University of Illinois, 1944.
284. Wilson, Chao—Chien—Hao. Residual Stresses in Welded Structures.— Weld. J. May, 1947.
285. Worney G. and Cramer G. An Investigation of vibration stress relief in steel.— Weld. Research Supplement, 9, 1968.

## О Г Л А В Л Е Н И Е

Предисловие . . . . .	3
<i>Глава I. Влияние на усталость факторов, обусловленных сваркой</i> . . . . .	5
1. Концентрация напряжений . . . . .	5
2. Изменение свойств металла околошовной зоны . . . . .	16
3. Остаточные напряжения . . . . .	25
<i>Глава II. Исходные положения экспериментального метода оценки выносливости сварных соединений</i> . . . . .	36
1. Критерий усталостного разрушения . . . . .	36
2. База испытаний . . . . .	47
3. Размеры образцов с учетом влияния остаточной напряженности . . . . .	54
4. Вид напряженного состояния . . . . .	61
5. Частота нагружения . . . . .	66
6. Асимметрия цикла . . . . .	68
7. Накопление усталостных повреждений и ускоренный метод определения пределов выносливости . . . . .	73
<i>Глава III. Сопротивление усталости соединений в исходном состоянии</i> . . . . .	78
1. Малоуглеродистые стали . . . . .	78
2. Низколегированные стали . . . . .	93
3. Высокопрочные низколегированные стали . . . . .	99
4. Соединения с технологическими дефектами . . . . .	107
<i>Глава IV. Меры, повышающие сопротивление сварных соединений усталостным разрушениям</i> . . . . .	122
1. Снижение концентрации напряжений . . . . .	122
2. Изменение полей остаточных напряжений . . . . .	135
3. Нанесение покрытий . . . . .	155
4. Изменение хладостойкости соединений под влиянием обработок, повышающих выносливость . . . . .	160
5. Области применения основных способов обработки соединений . . . . .	166
<i>Глава V. Расчет сварных соединений на усталость</i> . . . . .	169
1. Методики расчета сварных соединений на усталость . . . . .	169
2. Определение расчетных сопротивлений усталости сварных соединений малоуглеродистых, низколегированных и высокопрочных сталей . . . . .	182
3. Учет нестационарности нагружения . . . . .	195
Литература . . . . .	204

Груб. 88 коп.

24

13986

13986

Q

НАУКОВА ДІЯЛЬНІСТЬ