



ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ ИСПЫТАНИЯХ НА ГЕРМЕТИЧНОСТЬ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ПГВ-1000М

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **О. В. МАХНЕНКО**, канд. техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины),
О. Я. ЗИНЧЕНКО, инж. (ГП НАЭК «Энергоатом», г. Киев)

С ростом избыточного давления при пневмогидравлическом аквариумном способе контроля герметичности парогенераторов ПГВ-1000М происходит увеличение зазора между теплообменной трубкой и стенкой коллектора. В результате в вершине зазора (корне сварного шва) возникают дополнительные напряжения, которые могут приводить к нарушению целостности по механизму страгивания трещинообразного конструктивного дефекта. Дана оценка риска появления разрушения при росте избыточного давления.

Ключевые слова: теплообменные трубки, сварные соединения, остаточные напряжения, расчет, риск разрушения, работоспособность соединений

В настоящее время пневмогидравлический аквариумный контроль герметичности парогенераторов ПГВ-1000М является наиболее эффективным способом обнаружения протечек в теплообменных трубках (ТОТ) и сварных соединениях их торцов с коллектором [1]. При этом способе контроля герметичности во втором контуре ПГВ-1000М (рис. 1) создается избыточное давление воздуха в корпусе парогенератора при условии, что коллектор залит до определенного уровня водой (первый контур).

При наличии дефектов герметичности протечек в трубках либо сварных соединениях (рис. 2) пузырьки воздуха выделяются в воду первого контура в районе соответствующих трубок горячего либо холодного коллектора, что фиксируется средствами наблюдения. При испытании на герметичность по частоте выделения пузырьков воздуха в районе данной трубки, зависящей от избыточного давления воздуха, определяют протечку Q теплоносителя (питательной воды) в районе данной трубки при избыточном давлении $P = 10$ МПа между первым и вторым контуром (рис. 3), допускаемое значение которой составляет $Q = 2$ л/ч.

Из рис. 3 видно, что увеличение давления значительно сокращает время испытания, поскольку сокращает время τ между образованием смежных пузырьков. Так, при $Q = 2$ л/ч τ уменьшается от 500 (при $P = 0,1$ МПа) до 7 с (при $P = 2,0$ МПа). Учитывая тот факт, что контролю подлежат приблизительно 11 000 трубок в каждом контуре ПГВ-1000М, то указанное выше приобретает большое значение.

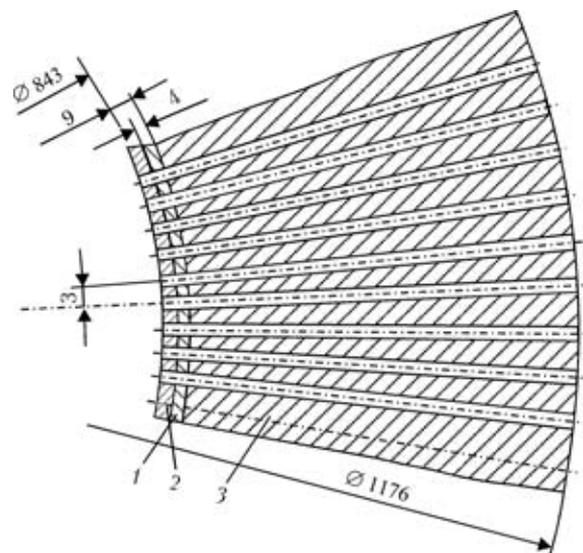


Рис. 1. Схема монтажа ТОТ в корпусе коллектора ПГВ-1000М: 1 — первый наплавленный слой из стали 07Х25Н10; 2 — второй наплавленный слой из стали 04Х20Н10; 3 — основной металл — сталь 10ГН2МФА

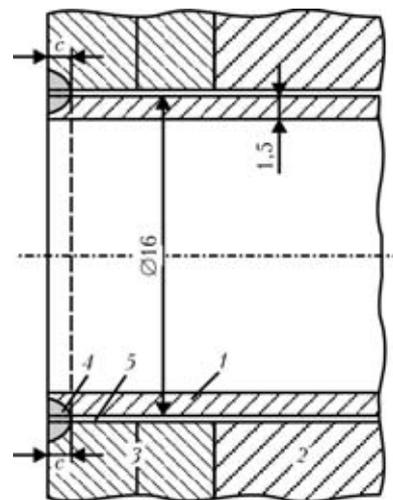


Рис. 2. Схема сварных соединений ТОТ с коллектором: 1 — ТОТ; 2 — стенка коллектора; 3 — аустенитная наплавка; 4 — сварной шов; 5 — зазор между ТОТ и коллектором

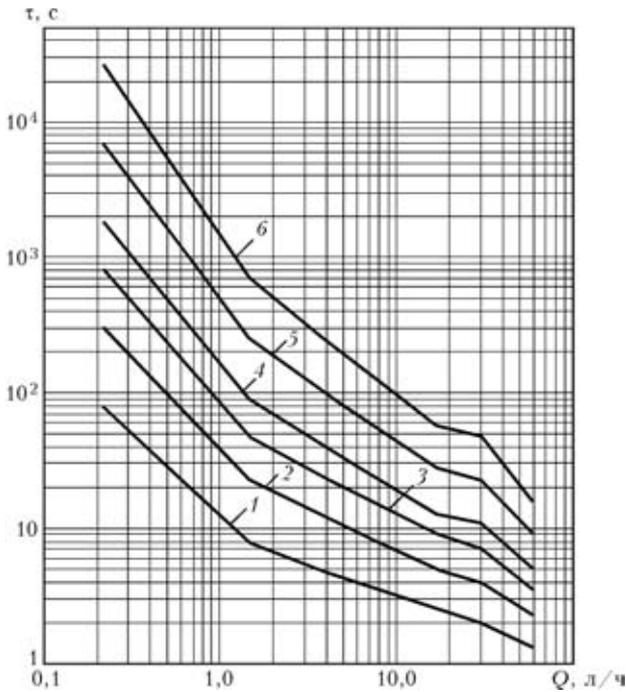


Рис. 3. Зависимость времени выдержки τ парогенератора при испытаниях под избыточным давлением воздуха P (0,1...2 МПа) от протечки Q теплоносителя: 1 — 2; 2 — 1; 3 — 0,6; 4 — 0,4; 5 — 0,2; 6 — 0,1 МПа

Повышение избыточного давления со стороны второго контура в парогенераторе способствует увеличению зазора (см. рис. 2) между ТОТ и стенкой коллектора, что приводит к образованию в вершине этого зазора (в корне сварного шва) дополнительных напряжений, которые при определенных условиях (остаточные напряжения в сварном шве, охрупчивание материала сварного шва, недостаточная глубина s проплавления или толщина перемычки) могут способствовать нарушению целостности по механизму страгивания трещинообразного конструктивного дефекта.

Оценке риска такого страгивания при увеличении избыточного давления P посвящена данная работа.

Постановка задачи. С определенной консервативностью можно принять на схеме рис. 2, что зазор представляет собой кольцевую трещину, где создается равномерное избыточное давление P , а на торце имеется кольцевая перемычка толщиной s , в которой действуют нерелаксированные радиальные остаточные напряжения σ_{rr}^{res} , способствующие при $\sigma_{rr}^{res} > 0$ нарушению целостности.

Для получения соответствующих количественных суждений о риске нарушения целостности в зависимости от P и остаточных нерелаксированных сварочных напряжений σ_{rr}^{res} используется критерий хрупко-вязкого разрушения [2] (процедура R6), применимость которого для материалов сварного соединения аустенитных сталей показана на рис. 4 [2], где кривая D соответствует экспери-

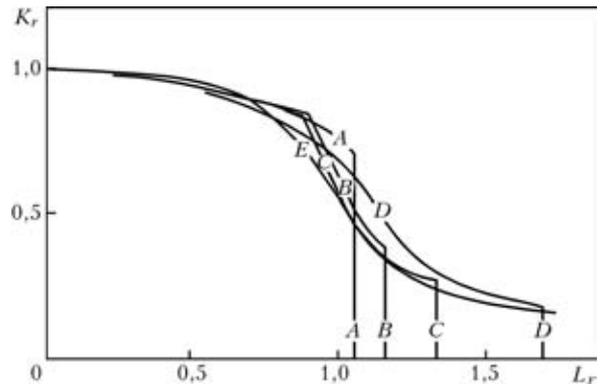


Рис. 4. Диаграммы предельного состояния $K_r = f(L_r)$ для конструкционных сталей разного типа [2]: A — высокопрочная сталь EN408; B — сталь для сосудов давления A533B; C — низкоуглеродистая сталь с марганцем; D — аустенитная; E — обобщенная кривая по [2]

ментальным данным, полученным для аустенитных сталей, кривая E — обобщенная зависимость $K_r = f(L_r)$:

$$K_r = (1 - 0,14L_r^2) [0,3 + 0,75 \exp(-0,65L_r^6)]$$

$$\text{при } L_r < L_r^{\max} = \frac{\sigma_T + \sigma_B}{2\sigma_T};$$

$$K_r(L_r) = 0 \text{ при } L_r > L_r^{\max},$$

(1)

где $K_r = K_I/K_{Ic}$; $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_T$; K_I — коэффициент интенсивности напряжений для рассматриваемой трещины нормального отрыва, определяющий в сопоставлении с критическим значением для данного материала K_{Ic} риск чисто хрупкого разрушения; σ_{ref} — напряжение, обусловленное давлением P в зазоре и способное вызвать в перемычке толщиной s пластическую неустойчивость, которое определяет ее чисто вязкое разрушение в зависимости от P ; σ_T — предел текучести материала перемычки; σ_B — его временное сопротивление.

Для определения K_I в перемычке (сварном шве) толщиной s используем модель полуограниченной трещины в упругом полупространстве [3], когда перемычка находится под воздействием изгибающего момента M и усилия F :

$$K_I = 3,975 \frac{M}{c\sqrt{c}} + 7,044 \left(\frac{z_F}{c} - 0,368 \right) \frac{F}{\sqrt{\pi c}},$$

где z_F — расстояние от торца перемычки до линии действия усилия F . Величины M и F можно представить в следующем виде:

$$M = M_P + M_{res}; \quad F = F_P + F_{res}.$$

(3)

Здесь индекс P обозначает нагрузку от избыточного давления в полости между стенкой трубки и стенкой коллектора, а индекс res — от нерелаксированных остаточных напряжений.



Значения M_p и F_p можно определить как реакции в закрепленном торце длинной цилиндрической оболочки диаметром $2R$ с толщиной h стенки от внешнего избыточного давления P [4].

В этом случае при $z/c = 1$ по [4]

$$F_p = \frac{(1-\nu)P}{2\sqrt{3(1-\nu^2)}}\sqrt{Rh}; \quad M_p = \frac{(2-\nu)P}{4\sqrt{3(1-\nu^2)}}Rh \quad (4)$$

или при коэффициенте Пуассона $\nu = 0,3$

$$F_p = 0,52P\sqrt{Rh}; \quad M_p = 0,26PRh. \quad (5)$$

Для σ_{ref} можно использовать зависимость

$$\sigma_{ref} = \frac{F_p}{c} + \frac{4(M_p + F_p \frac{c}{2})}{c^2} = \frac{0,52P}{c} \left(3\sqrt{Rh} + \frac{2Rh}{c} \right). \quad (6)$$

Остаточные напряжения при определении значений σ_{ref} не учитываются, поскольку при вязком разрушении они успевают полностью релаксироваться.

Толщина перемычки c по техническим условиям приварки ТОТ для рассматриваемого случая должна составлять 1,5...1,0 мм. Однако после определенного срока эксплуатации она может уменьшиться за счет коррозии материала. При этом существует, по крайней мере, два типа механизма коррозионного уменьшения толщины перемычки c (рис. 5).

Первый тип повреждений происходит за счет коррозионно-эрозионного разрушения со стороны первого контура, либо за счет механизма развития трещин транскристаллитной (межкристаллитной) коррозии со стороны второго контура. Объективные условия для возникновения повреждений первого типа создаются по всей длине трубок, в том числе и на их торцах, особенно в горизонтальных парогенераторах [5].

Повреждения второго типа имеют место, если значения K_1 по (2) с учетом того, что в условиях эксплуатации перепад давления между вторым и первым контуром $\Delta P < 0$ (приблизительно -10 МПа),

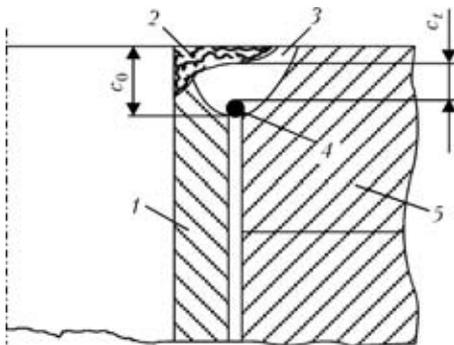


Рис. 5. Схема уменьшения толщины перемычки в процессе эксплуатации от c_0 до c_1 ; 1 — ТОТ; 2 — зона коррозионно-эрозионного разрушения; 3 — сварной шов; 4 — зона межкристаллитного развития трещины под напряжением; 5 — стенка коллектора

будут намного больше нуля, а это возможно только при определенном значении нерелаксированных остаточных напряжений.

Таким образом, учет значений остаточных напряжений в зоне сварного соединения приварки трубок весьма важен для решения данной задачи.

Определение остаточных напряжений. Небольшие размеры зоны сварки при приварке ТОТ к стенке коллектора (см. рис. 2) затрудняют определение значений остаточных напряжений экспериментальными методами. По этому вопросу имеется весьма ограниченное количество публикаций [6 и др.]. Среди отраслевых официальных документов следует отметить отчет [7] о выполнении экспериментальных оценок остаточных напряжений в стенке ТОТ от приварки и вальцовки торца. На рис. 6 приведены соответствующие результаты из работы [7], достоверность которых по указанной выше причине весьма невысокая.

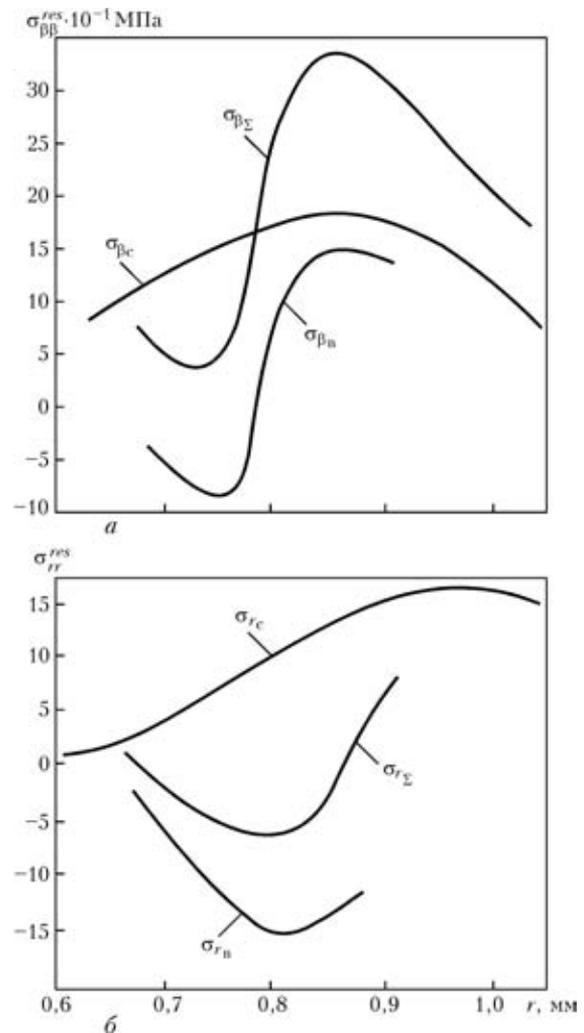


Рис. 6. Экспериментальные данные [7] измерения остаточных тангенциальных окружных $\sigma_{\beta\beta}^{res}$ (а) и радиальных $\sigma_{\gamma\gamma}^{res}$ (б) напряжений в стенке ТОТ, образовавшихся при сварке торца и вальцовки: индекс c обозначает после сварки; v — после вальцовки; Σ — суммарный; r — координата r

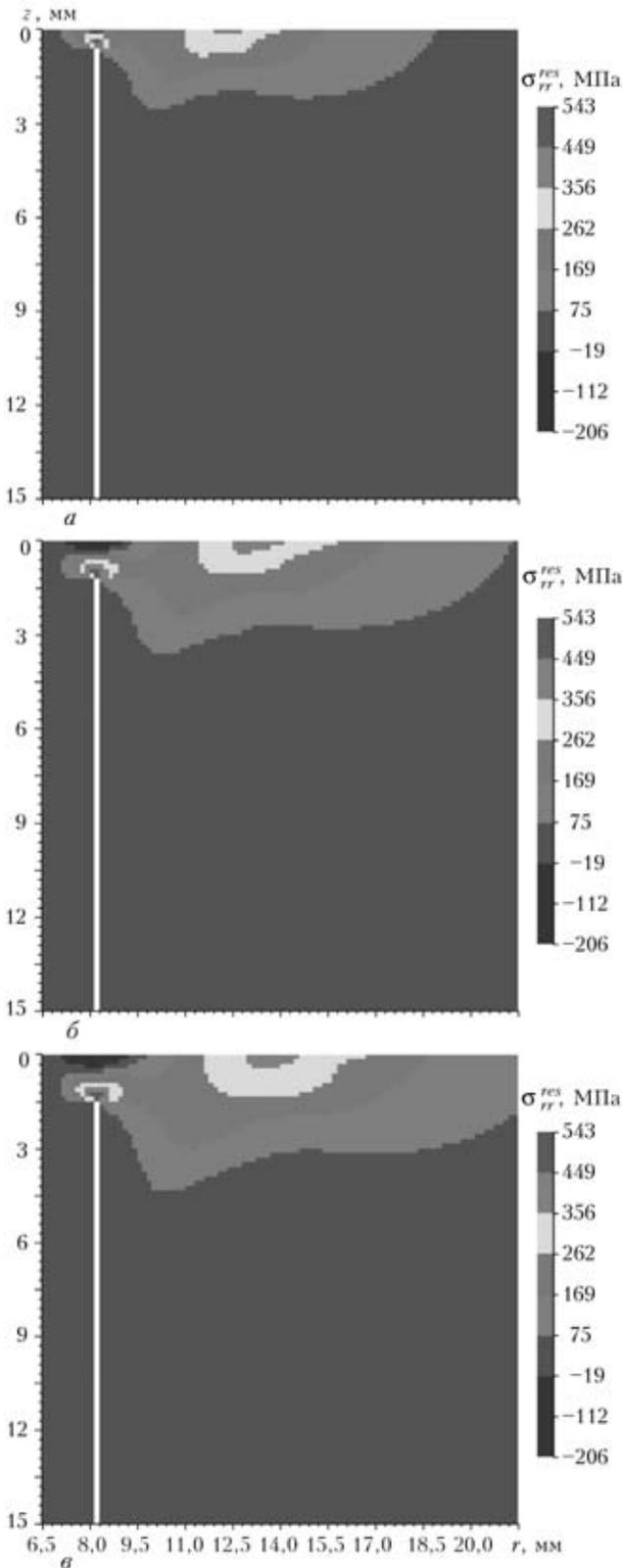


Рис. 7. Расчетное распределение остаточных радиальных напряжений σ_{rr}^{res} в сварном соединении при различной погонной энергии, обеспечивающих глубину проплавления $c = 0,45$ (а), $1,05$ (б) и $1,50$ мм (в)

В ИЭС им. Е. О. Патона в 2000 г. по заказу фирмы «Infacor GmbH» разработана расчетная методика определения напряженного состояния сварного узла приварки ТОТ к трубным доскам.

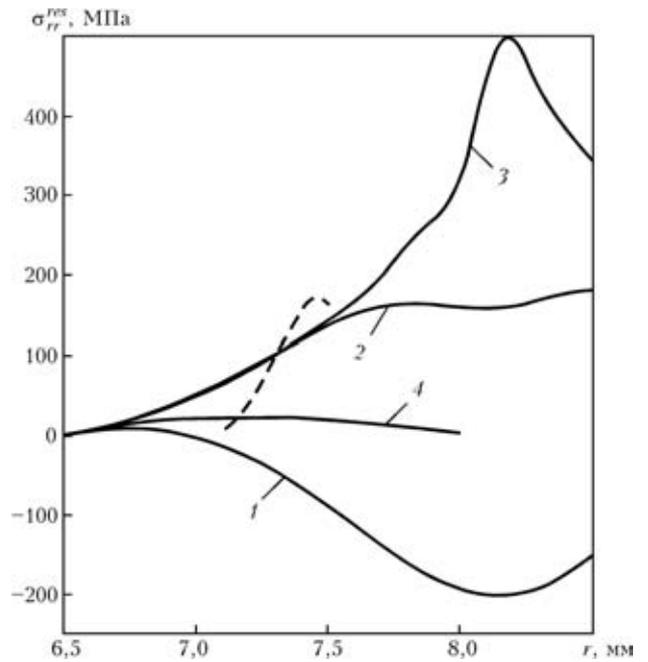


Рис. 8. Распределение остаточных сварочных напряжений σ_{rr}^{res} по толщине стенки трубки ($6,5 \leq r \leq 8,0$ мм) и трубной доски ($r > 8$ мм) при режимах сварки, обеспечивающих толщину перемычки $c = 1,05$ мм: сплошные кривые — результаты расчета в сечении $z = \text{const}$ (т. е. в плоскостях на различных расстояниях от торца трубки); штриховая — экспериментальные данные [7]: 1 — $z/c = 0$; 2 — $0,5$; 3 — $1,0$; 4 — $1,5$

Она основана на математическом моделировании кинетики термомеханических процессов, происходящих в зоне сварки трубки с трубной доской и адаптирована к различным материалам ТОТ и трубных досок, формам сварного соединения и пр. [6]. В настоящей работе указанная методика использована для получения остаточных напряжений в случае, рассматриваемом на рис. 2.

На рис. 7 приведено распределение остаточных напряжений σ_{rr}^{res} в зоне сварного соединения при различной погонной энергии процесса $q_{п}$, обеспечивающей глубину проплавления c от $0,45$ до $1,50$ мм. При таких условиях распределение остаточных напряжений после сварки происходит достаточно сложно, поскольку наличие свободных поверхностей (внутренняя поверхность трубок, зазор между трубкой и коллектором, торцевая поверхность) оказывает заметное влияние на распределение остаточных напряжений. В сечении $z = \text{const}$ (т. е. в плоскостях, расположенных на различных расстояниях от торца) распределение σ_{rr}^{res} по координате r имеет две экстремальные зоны — одна при $r = 8$ мм (поверхность трубки) и вторая при $r = 12...13$ мм (примерно середина расстояния между соседними трубками).

С увеличением z напряженное состояние резко затухает, и при $z = 4...5$ мм уровень остаточных напряжений в стенке коллектора уже незначителен.



Таблица 1. Результаты обработки данных рис. 8

Режим сварки	$q_{п}^*$, Дж/мм	c , мм	F_{res}^* , МПа·мм	M_{res}^* , МПа·мм ²	K_I^{res} , МПа·мм ^{1/2}	z_F/c
1	65	0,45	129	9,4	224	0,5
2	100	1,05	191	65,1	338	0,5
3	130	1,50	268	144,7	409	0,5

На рис. 8 при $c = 1,05$ мм показано распределение остаточных напряжений σ_{rr}^{res} в сечении $z = const$ в стенках трубки и коллектора (трубной доски) в зависимости от координаты r (расчетные данные). Там же приведены данные, полученные в работе [7]. Сопоставление показывает, что экспериментальные данные близки к расчетным в средней части стенки трубки при $z/c \approx 0,5$ и $7 < r < 8$ мм. Из рис. 7 следует, что режим сварки оказывает определенное влияние на остаточные напряжения в сварном шве.

На рис. 9 более наглядно, чем на рис. 7, представлены данные, полученные при $r = 8$ мм (при диаметре ТОТ 16 мм) и различных режимах сварки. Эти данные аппроксимировали путем линейного распределения в пределах $0 < z < c$ (штриховая кривая на рис. 8) при этом вычисляли M_{res} и F_{res} для $z_F/c = 0,5$ (табл. 1). Из табл. 1 видно, что увеличение c от 0,45 до 1,50 способствует повышению K_I^{res} по (2) от 224 до 409 МПа·мм^{1/2}.

В табл. 2 приведены рассчитанные по (2) и (6) характеристики нагружения при различном избыточном давлении P . Полученные данные сви-

детельствуют о том, что вклад остаточных напряжений от сварки увеличивается в сумме $K_I^P + K_I^{res}$ с возрастанием c и уменьшением P . При $P < 4$ МПа вклад остаточных напряжений в указанной сумме составляет более 66 % при $c = 0,45$ мм, 85 % при $c = 1,05$ мм и 91 % при $c = 1,5$ мм.

Свойства материала, определяющие целостность сварного соединения. Для получения данных о сохранении целостности сварного соединения по зависимости (1) необходимы сведения относительно расчетных сопротивлений материала сварного шва хрупкому разрушению K_{Ic} и его пластической неустойчивости (σ_T , σ_B). Поскольку сварка выполняется неплавящимся электродом, то металл шва приобретает свойства средние между материалом трубки и верхнего наплавленного слоя в коллекторе при температуре испытаний 15...30 °С.

Значения σ_B для материала ТОТ и наплавленного слоя составляют 640...700 МПа [5], а значения σ_T зависят от деформационного упрочнения (наклепа) и, согласно расчетным данным, полученным для металла шва, близки к $\sigma_T = 350...380$ МПа. Принимаем в качестве нормативных значений $\sigma_B^{hop} = 640$ МПа, $\sigma_T^{hop} = 350$ МПа. Соответственно расчетные значения σ_T и σ_B должны уменьшаться в n раз (здесь n — коэффициент запаса). Для режима гидротестирования по [8] принимается $n = 2$, т. е. расчетные значения составляют $\sigma_B = 320$ МПа, $\sigma_T = 175$ МПа.

Таблица 2. Характеристики нагружения сварных соединений от избыточного давления P и остаточных напряжений σ_{rr}^{res}

c , мм	P , МПа	σ_{rep} , МПа	K_I^P , МПа·мм ^{1/2}	$K_I = K_I^P + K_I^{res}$, МПа·мм ^{1/2}	L_r	K_r
0,45	0,2	15,20	9,60	233,6	0,087	0,228
	1,0	75,60	47,83	271,8	0,430	0,265
	2,0	151,20	95,70	319,7	0,860	0,312
	3,0	226,80	143,50	367,5	1,296	0,358
	4,0	302,40	191,40	415,4	1,730	0,405
1,05	0,2	3,30	3,20	337,2	0,029	0,341
	1,0	16,50	15,94	349,9	0,094	0,341
	2,0	33,00	31,90	365,9	0,188	0,357
	4,0	66,00	63,80	397,8	0,377	0,388
	10,0	165,00	159,40	493,4	0,940	0,481
	15,0	247,50	239,10	573,1	1,410	0,559
1,50	0,2	1,83	2,10	411,1	0,010	0,401
	1,0	9,15	10,44	419,4	0,052	0,409
	2,0	18,30	20,90	429,9	0,104	0,119
	4,0	36,60	41,80	450,8	0,203	0,440
	10,0	91,50	104,40	513,4	0,523	0,500
	15,0	137,20	156,60	565,6	0,784	0,552
	20,0	183,00	208,80	617,8	1,045	0,603
	25,0	228,70	261,00	670,0	1,300	0,653

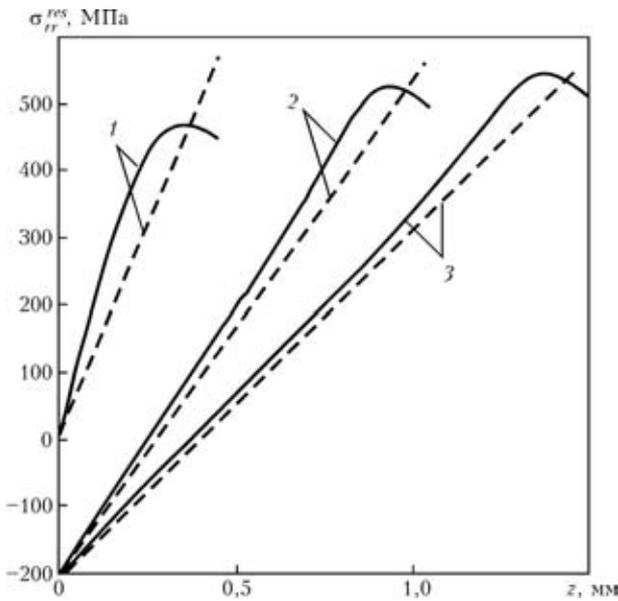


Рис. 9. Распределение остаточных напряжений σ_r^{res} по толщине перемычки в ее сечении ($r = 8$ мм) при режимах сварки, обеспечивающих $c = 0,45$ (1), 1,05 (2) и 1,50 мм (3): сплошные кривые — результаты упругопластического анализа; штриховые — аппроксимации

Для K_{Ic} можно использовать критические значения J -интеграла стали типа 08X18H10T. Соответствующие испытания проводились неоднократно. В частности, в работе [9] дано экспериментальное значение $K_c = 65 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2} = 2050 \text{ МПа}\cdot\text{мм}^{1/2}$, что достаточно консервативно. Если принять это значение в качестве нормативного, то расчетное значение составит $K_c = 2050/n = 1025 \text{ МПа}\cdot\text{мм}^{1/2}$.

Допускаемые значения избыточного испытательного давления воздуха. С учетом изложенного выше, т. е. при $n = 2$, получены следующие расчетные данные:

$$\sigma_T = \sigma_T^{HOP}/n = 175 \text{ МПа}; \sigma_B = \sigma_B^{HOP}/n = 320 \text{ МПа};$$

$$K_c = K_c^{HOP}/n = 1025 \text{ МПа}\cdot\text{мм}^{1/2}; L_r^{max} = \frac{\sigma_T + \sigma_B}{2\sigma_T} = 1,41;$$

использовав зависимости (1) и данные табл. 2, получим для различных значений избыточного давления P координаты K_r и L_r (рис. 10). Значения этих координат для фиксированного значения c пропорциональны P , т. е. эти точки соединены прямой линией. Пересечение указанных кривых с кривой, построенной по (1), определяет критическое избыточное испытательное давление $P_{кр}$. В итоге получим:

c , мм	0,45	1,05	1,50
$P_{кр}$ МПа	2,70	11,2	19,0

Из приведенных данных следует, что при $c > 0,5$ мм избыточное испытательное давление (до 2,7 МПа) обеспечивает сохранение целостности сварных соединений труб с коллектором.

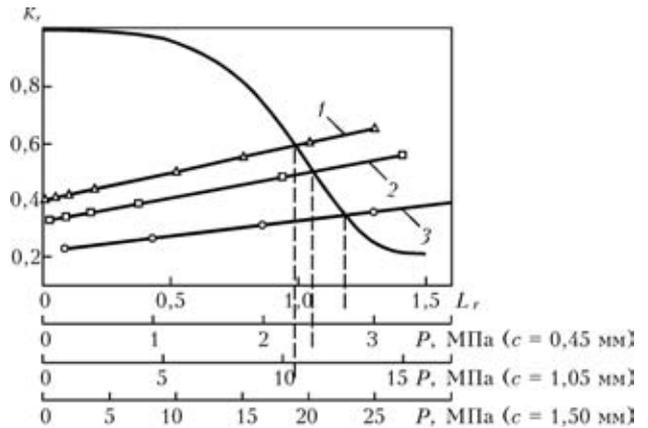


Рис. 10. Диаграмма, построенная путем наложения кривой предельного состояния $K_r = f(L_r)$ по (1) на расчетные точки $K_r(P)$, $L_r(P)$: 1 — $c = 0,45$ мм; $P_{кр} = 2,7$ МПа; 2 — $c = 1,05$ мм, $P_{кр} = 11,2$ МПа; 3 — $c = 1,50$ мм, $P_{кр} = 19,0$ МПа

К сожалению, значения c трудно контролируются неразрушающими методами. При сварке исходное значение c обычно не ниже 1 мм, однако при длительной эксплуатации оно может уменьшаться за счет коррозии. Особенно интенсивно это происходит при достаточно высоких значениях $K_I = K_I^P + K_I^{res}$, где K_I^{res} — это K_I при рабочем давлении примерно -10 МПа. Для исходных значений c и K_I^{res} (см. табл. 1) при $P = -10$ МПа получим

c , мм	0,45	1,05	1,50
$K_I = K_I^P + K_I^{res}$, МПа \cdot мм $^{1/2}$	-254	+179	+305
$K_I = K_I^P + K_I^{res}$, МПа \cdot мм $^{1/2}$	-8,03	+5,66	+9,6

Если использовать данные рис. 11 из работы [10], то при указанных значениях K_I скорость рос-

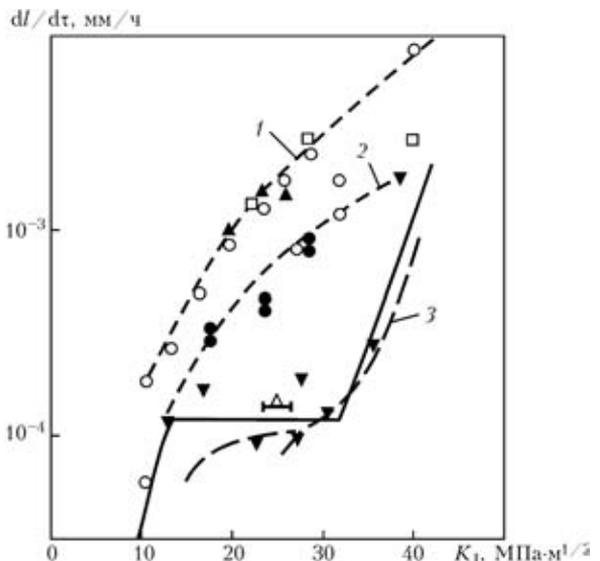


Рис. 11. Кинетика роста длины трещины межкристаллитной коррозии под напряжением при длительном статическом нагружении в хромоникелевых сталях при верхней (1), средней (2) и незначительной (3) сенсбилизации: \blacktriangledown — сенсбилизация при 650 °С, 2 ч, $O_2 \approx 0,2$ мг/л; \blacktriangle — то же, другая плавка; \bullet — различная сенсбилизация при $O_2 \approx 0,2$ мг/л; \circ — сенсбилизация при 650 °С, 24 ч, $O_2 \approx 8$ мг/л; \square — то же, но $O_2 \approx 0,2$ мг/л



та коррозионной трещины под напряжением не превышает $5 \cdot 10^{-5}$ мм/ч при $c = 1,5$ мм, $1 \cdot 10^{-5}$ мм/ч при $c = 1,0$ мм и значительно ниже $1 \cdot 10^{-6}$ мм/ч = $= 0,00876$ мм/год при $c = 0,45$ мм. С определенной консервативностью можно предположить, что такой закон снижения скорости роста коррозионной трещины сохраняется в процессе уменьшения значений c за счет коррозии от 1,50 до 0,45 мм. При $c \cong 0,5 \dots 0,6$ мм трещина закрыта за счет отрицательного давления $P = -10$ МПа и коррозионное разрушение очень незначительно.

Таким образом, исходя из 15...20-летнего срока эксплуатации парогенератора нет оснований считать, что расчетные значения c сварных соединений трубок будут ниже 0,45 мм, поэтому для сохранения целостности рассматриваемых сварных соединений можно при испытаниях допустить избыточное давление до 2,7 МПа.

1. *Методика* контроля 320.585.00.00.000. Парогенератор ПГВ-1000М. Пневмогидравлический аквариумный способ контроля герметичности. ПМ2/ГКАЭ ОКБ «Гидропресс». — Подольск, 1992. — 20 с.
2. *Assessment of the integrity of structures containing defects* / R. P. Harrison, K. Loosmore, J. Milne, R. Dowling: Rep. R/H. RG. — Rev. 2. — Berkley, 1980.

Increase in excessive pressure with pneumohydraulic aquarium method of control of leak-tightness of steam generators PGV-1000M leads to increase in gap between the heat-exchanging pipe and collector wall. As a result, extra stresses are formed at the gap bottom (weld root), which may lead to violation of integrity by the mechanism of initiation of a crack-like defect. The risk of fracture with growth of excessive pressure is evaluated.

3. *Механика* разрушения и прочность материалов: Справоч. пособие / Под ред. В. В. Панасюка: В 7 т. — Т. 2: Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / М. П. Саврук. — Киев: Наук. думка, 1988. — 620 с.
4. *Прочность, устойчивость, колебания* / Под ред. И. А. Биргера, Я. Г. Пановко: В 3 т. — М.: Машиностроение, 1968. — Т. 1. — 831 с.
5. *Мелехов Р. К., Похмурский В. И.* Конструкційні матеріали енергетичного обладнання. — К.: Наук. думка, 2003. — 381 с.
6. *Компьютерная программа «Приварка трубок к трубной решетке теплообменников»* / В. И. Махненко, Е. А. Великоиваненко, О. В. Махненко и др. // Автомат. сварка. — 2002. — № 8. — С. 3–10.
7. *Контроль* состояния металла: Отчет исследования причин приварки теплообменных труб к коллектору первого контура, прилегающих участков труб и наплавов ПГВ-1000М блока № 1 ХАЭС. 320-ЭКО-320 / ГКАЭ ОКБ «Гидропресс». — Подольск, 1994. — 37 с.
8. *Нормы* расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86). — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 525 с.
9. *Красовский А. Я., Орыняк И. В.* Оценка остаточного ресурса сварных швов трубопроводов первого контура АЭС, поврежденных межкристаллитной коррозией // Автомат. сварка. — 2000. — № 9/10. — С. 57–65.
10. *Horn R. M., Kass J. N., Ranganath K.* Evaluation of the growth and stability of stress corrosion cracking in sensitized austenitic pipings // Trans. ASME J. of Press. Vess. Tech. — 1984. — **106**, № 2. — P. 201–208.

Поступила в редакцию 06.10.2006



Международная конференция ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ СОЕДИНЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ



7–8 июня 2007 г.

г. Тимишоара Румыния

Тематика конференции:

Новые технологии соединения

Техника и технологии микросварки

Моделирование сварочных процессов

Проблемы при соединении новых материалов

По вопросу участия в конференции следует обращаться в секретариат:

тел.: +40 (0) 256 20 02 22; 49 18 31

Факс: +40 (0) 256 20 02 22; 49 27 97

E-mail: centa@isim.ro; isim@isim.ro

http:// www.isim.ro