



СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ ОЦЕНКИ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ КОНСТРУКЦИЙ ДЛИТЕЛЬНОГО СРОКА ЭКСПЛУАТАЦИИ

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО** (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены характерные особенности сварных соединений ответственных конструкций длительного срока эксплуатации, требующие определенных подходов при оценке проектного ресурса, особенно остаточного ресурса безопасной эксплуатации. Рассмотрена возможность использования для этих целей современных подходов механики разрушения в сочетании с достаточно быстро развивающимися методами риск-анализа.

Ключевые слова: остаточный ресурс, мониторинг реальной нагруженности, диагностика состояния, горячие точки, остаточные напряжения, диаграмма определения разрушения, вероятностные подходы, обеспеченность расчета, риск-анализ

Современные ответственные сварные конструкции длительного срока эксплуатации (магистральные трубопроводы, мосты, крупные нефте- и газохранилища, корпуса энергетических атомных реакторов, хранилища химических активных и радиоактивных материалов и пр.) — дорогостоящие сооружения, к которым предъявляются высокие требования безопасности эксплуатации, обеспечиваемые соответствующими мероприятиями, предусмотренными при проектировании и особенно в процессе эксплуатации. Среди эксплуатационных мероприятий следует выделить мероприятие, связанное с оценкой остаточного ресурса безопасной эксплуатации конкретной конструкции.

В общем случае такая оценка производится на основе результатов мониторинга реальной нагруженности конструкции, диагностики состояния материала и наличия дефектов, а также соответствующих расчетных схем (кодов) оценки крити-

ческих состояний в «горячих точках» конструкции. Как показывает статистика, 70...80 % отказов в сварных конструкциях связано со сварными соединениями, хотя объем зоны сварных соединений в современных конструкциях не превышает 1,0...1,5 % общего объема. Иными словами, значительная часть «горячих точек» в современных сварных конструкциях приходится на сварные соединения, поэтому методические вопросы оценки остаточного ресурса последних, с учетом их характерных особенностей являются достаточно актуальными. Характерными особенностями сварных соединений с позиций прочности принято считать следующие:

появление после сварки остаточных сварочных напряжений, роль которых может быть весьма значительной в условиях хрупкого разрушения [1], переменных нагрузок [2], коррозионных разрушений [3] и др.;

наличие высоких концентраторов напряжений (рис. 1, 2), связанных с конструктивными особенностями (например, примыкающими острыми полостями) либо технологическими дефектами (непроварами, подрезами, горячими и холодными

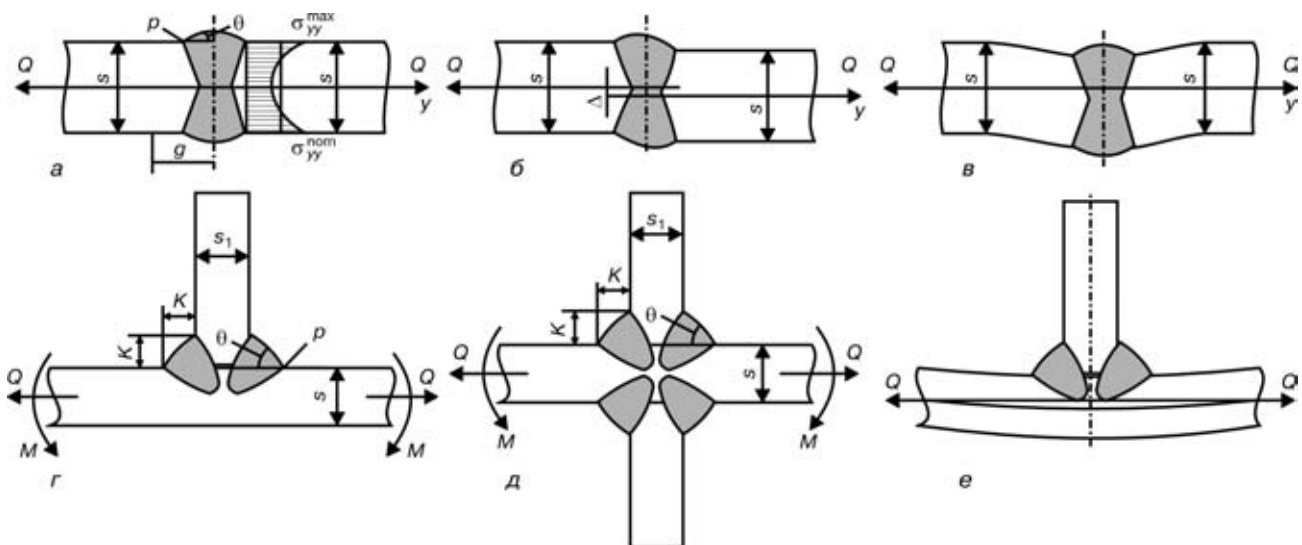


Рис. 1. Геометрические особенности сварных соединений со стыковыми (а-в) и угловыми (г-е) швами [4]



трещинами и пр.), роль которых также весьма существенна в условиях хрупких и усталостных разрушений;

неоднородность физико-механических свойств в зоне сварного соединения (рис. 3), обусловленная различием в химическом составе (зона плавления, зона термического влияния (ЗТВ)), и термических циклов при сварке, что требует специальных подходов при диагностических измерениях и выборе расчетных значений [4, 5].

Следует отметить, что за последние 10...15 лет сделано очень много для учета указанных особенностей в прочностных расчетах сварных соединений [4–6 и др.]. Этому способствовало развитие вычислительной техники, на основе которой появился ряд работ по термомеханике сварки [7, 8 и др.], по использованию механики разрушения тел с трещинами для расчета сварных соединений [6, 9 и др.], по использованию вероятностных методов для отражения стохастичности в количественных оценках характерных параметров, связанных с геометрией соединения, его нагруженности и сопротивлением соответствующему деформированию либо разрушению [10, 11 и др.]. Не менее важным благоприятствующим фактором являлось развитие методов диагностики сварных соединений как для выявления дефектов с определением их формы и размеров, так и количественной оценки степени деградации характеристик сопротивления материала тому или иному виду разрушения [12, 13 и др.].

Тем не менее, еще многое следует сделать для эффективного использования разработанных подходов в практике эксплуатации рассматриваемых конструкций, значительная часть которых проектировалась еще в 1950–1960-х гг. и их эксплуатационные коды отражают научно-технический уровень того времени.

В настоящей работе рассмотрены некоторые результаты исследований, проводимых в ИЭС им. Е. О. Патона, в части, связанной с совершенствованием методов оценки остаточного ресурса сварных соединений на основе современных подходов, учитывающих указанные особенности. В частности, рассматриваются вопросы о критериях предельных состояний, остаточных напряжениях, диагностике дефектов и деградации свойств; вероятностных подходах и риск-анализе.

1. Критерии предельных состояний сварных соединений рассматриваемых конструкций. Этот вопрос достаточно освещен в современной литературе [4]. В рамках подходов к местной прочности с учетом большого риска трещинообразных дефектов (примыкания острых полостей) широкое признание получил критерий ненарушения равновесия трещинообразного дефекта соответствующего происхождения (конструктивного, технологического, эксплуатационного, гипотетического) в виде функции от двух параметров [14]

$$f(K_r, L_r) = 0, \quad (1)$$

где K_r характеризует сугубо хрупкое разрушение в рассматриваемой зоне сварного соединения с заданным трещинообразным дефектом; L_r — вязкое разрушение для той же зоны и того же трещинообразного дефекта. Параметры K_r и L_r — комплексные параметры и состоят из характеристик (инвариант) напряженно-деформированного состояния, формы и размеров дефекта, а также свойств материала в «горячей точке», определяющих сопротивление соответственно хрупкому и вязкому разрушению [14].

Существуют различные представления для (1), основанные главным образом на обобщении экспериментальных данных, типа приведенных на рис. 4 из работы [14]. Кривые рис. 4 хорошо аппроксимируются зависимостью [14]

$$K_r(L_r) = (1 - 0,14L_r^2) [0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_r^6)] \text{ при } L_r < L_r^{\max},$$

$$K_r(L_r) = 0 \text{ при } L_r > L_r^{\max}, \quad (2)$$

где $K_r = K_1/K_{IC}\eta$; $L_r = P/P_L(\sigma_r)$; K_1 — коэффициент интенсивности напряжений на контуре трещинообразного дефекта; K_{IC} — сопротивление материала хрупкому разрушению (критическое значение K_1); $\eta \geq 1$ — поправка, учитывающая частично отличие рассматриваемого дефекта от трещины в условиях плоской деформации; $P_L(a, \sigma_r)$ — значение параметра P_L , вызывающего пластическую не-

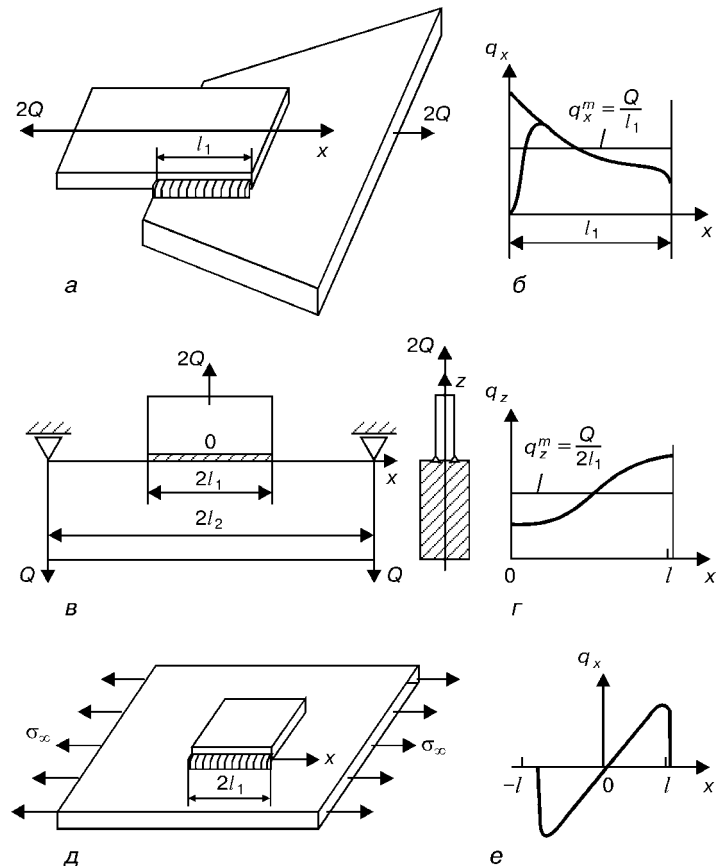


Рис. 2. Геометрические особенности соединения, обусловленные формой сварного узла с угловыми швами (а, в, д), и схемы распределения усилий вдоль сварного шва (б, г, е) [4]

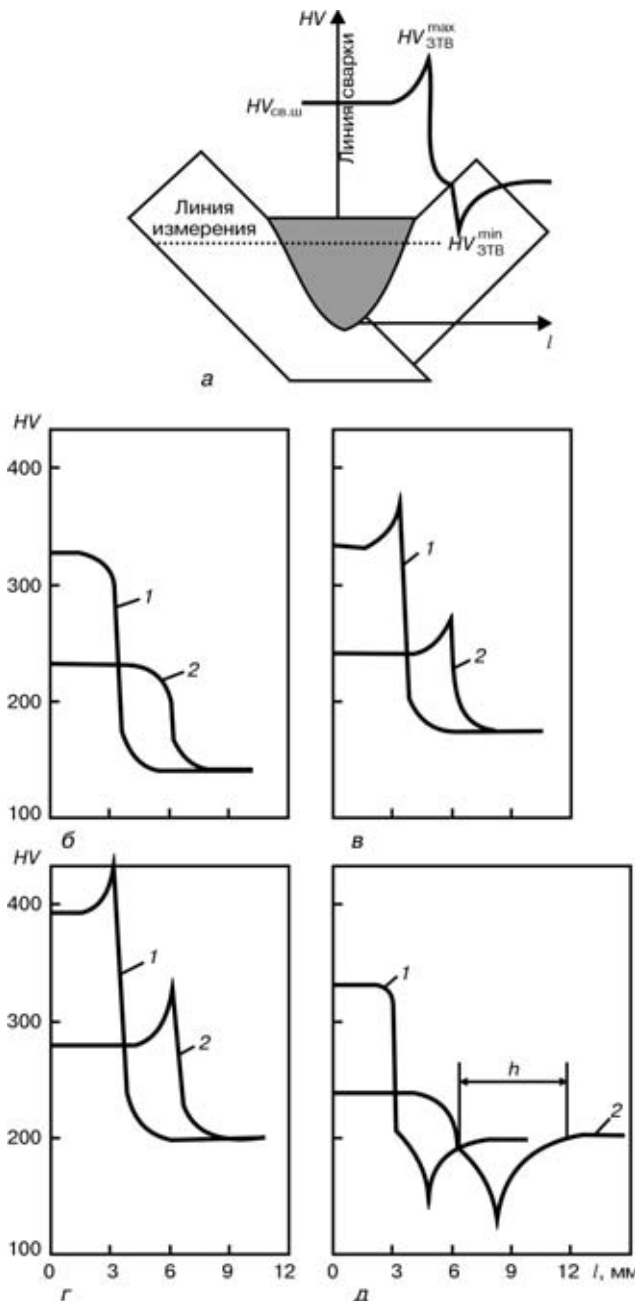


Рис. 3. Распределение твердости HV в сечении соединения с угловым швом катетом 4 (1) и 8 мм (2) по схеме измерения (а) при сварке сталей ВСт3 (б), 10Г2С (в) и 16Г2АФ (г) в неупрочненном состоянии и стали ВСт3 (д) в упрочненном

устойчивость в зоне этой же трещины с геометрическими размерами a при условии идеальной пластичности материала, имеющего предел текучести $\sigma_T = \sigma_{0,2}$; $L_r^{\max} = \sigma_B + \sigma_T/2\sigma_T$; σ_B — временное сопротивление материала.

В случае многоосного напряженного состояния у вершины трещины зависимость (2) можно использовать в рамках теории обобщенного нормального отрыва [1, 5], подставив вместо K_I параметр $K_{\omega\theta}^{\max}$ — максимальное значение коэффициента интенсивности напряжений в соответствующей точке вершины по [15]. С учетом нерелаксированных остаточных напряжений σ_{ij}^r величина $K_{\omega\theta}^{\max}$ рассчитывается по следующей формуле:

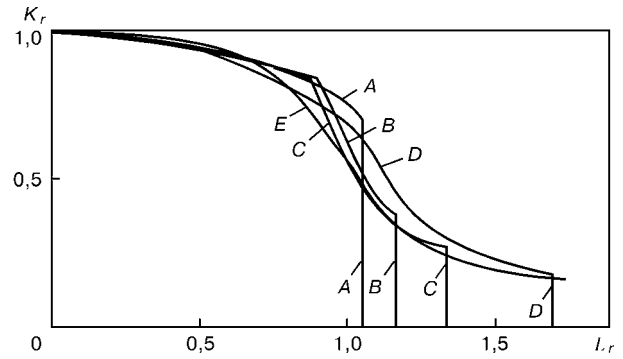


Рис. 4. Диаграммы предельного состояния $K_r = f(L_r)$ для конструкционных сталей разного типа: А — высокопрочная сталь EN 408; В — сталь для сосудов давления А533В; С — низкоуглеродистая сталь с марганцем; D — аустенитная сталь; E — расчетная кривая по (2)

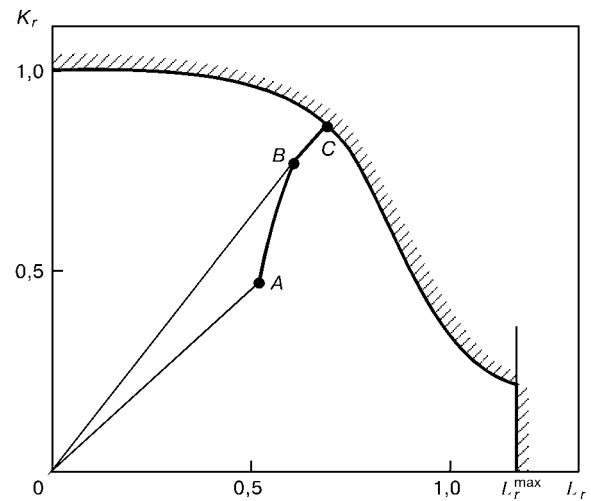


Рис. 5. ДОР и схема траектории ABC кинетики развития разрушения в «горячей точке»

$$K_{\omega\theta} = [(K_I + K_I^r) \cos^3 \frac{\omega}{2} - 3(K_{II} + K_{II}^r) \cos^2 \frac{\omega}{2} \sin \frac{\omega}{2}] \cos^2 \theta + (K_{III} + K_{III}^r) \cos \frac{\omega}{2} \sin 2\theta \quad (3)$$

при значениях углов $\omega = \omega_*$, $\theta = \theta_*$, определяемых условиями

$$\frac{\partial K_{\omega\theta}}{\partial \omega} = 0; \quad \frac{\partial K_{\omega\theta}}{\partial \theta} = 0,$$

где K_I, K_{II}, K_{III} — моды коэффициента интенсивности напряжений от внешней нагрузки, определяемой параметром P ; $K_I^r, K_{II}^r, K_{III}^r$ — то же от нерелаксированных остаточных напряжений.

Величины $P_L(a, \sigma_T)$ также определяются с учетом многоосности напряженного состояния при наступлении пластической неустойчивости.

Характерно, что остаточные напряжения не оказывают влияния на величину $P_L(a, \sigma_T)$, поскольку успевают почти полностью релаксироваться до наступления пластической неустойчивости. То же имеет место и относительно эксплуатационных температурных напряжений, поэтому в работе [14] рекомендуют при расчете L_r не учитывать как остаточные, так и эксплуатационные температурные напряжения.

В процессе эксплуатации возрастает вектор геометрических размеров дефекта a , а также происходит в определенной степени деградация свойств (в частности, снижение K_{IC}), что приводит к увеличению величин K_r и L_r по диаграмме оценки разрушения (ДОР) (рис. 5), т. е. состояние в рассматриваемой «горячей точке» в процессе эксплуатации будет определяться точкой B вдоль траектории ABC .

Если в точке A коэффициент запаса прочности n определяется отношением отрезков $n = OC/OA$, то в точке B $n = OC/OB$, а в точке C $n = 1$. Таким образом, по мере развития дефекта и деградации материала по ДОР можно оценить риск наступления недопустимого для безопасной эксплуатации состояния.

Из приведенного выше следует, что в рассматриваемом случае оценка ресурса безопасной эксплуатации тесно связана с оценкой скорости развития вектора геометрических размеров дефекта a и степени деградации свойств материала, в частности вязкости разрушения K_{IC} .

Вопросы роста геометрических размеров трещинообразного дефекта в настоящее время достаточно широко освещены в современной литературе. Здесь в основном выделяют три характерных механизма образования этого дефекта: усталостный при переменных нагрузках, за счет коррозии и за счет ползучести при статических нагрузках.

В общем случае с определенной степенью идеализации, т. е. считая, что все три эти механизма могут проявляться независимо, для трещины нормального отрыва получаем

$$\frac{da}{dt} = \frac{C_y}{t_{\text{ц}}} \Delta K_I^m (K_I^{\text{max}})^s + C_{\text{кор}} (K_I^{\text{cp}})^q + C_{\text{пол}} (K_I^{\text{cp}})^p,$$

где t — текущее время; $t_{\text{ц}}$ — время одного цикла; C_y , m , s — экспериментальные параметры диаграммы циклической трещиностойкости; $C_y = 0$ при ΔK_I — размахе коэффициента интенсивности напряжений меньше порогового значения ΔK_{th} [4]; $C_{\text{кор}}$, q — параметры роста трещины межкристаллитной коррозии под напряжением [16]; $C_{\text{пол}}$, p — параметры роста трещины ползучести [17]; $K_I^{\text{cp}} = K_I^{\text{max}} - \Delta K_I/2$. Особенности сварного соединения здесь проявляются только в необходимости учета остаточных напряжений при вычислении K_I^{max} , а также в достаточно высокой стохастичности в численных значениях указанных параметров.

2. Остаточные напряжения. Из изложенного выше следует, что роль нерелаксированных остаточных напряжений при оценке остаточного ресурса сварных соединений может быть достаточно существенной, особенно при наличии дефектов, переменных циклических нагрузок, коррозионной среды. С помощью ДОР (см. рис. 5) нетрудно сделать определенные оценки влияния остаточных напряжений. Поскольку остаточные напряжения не влияют на L_r , а величину K_r^A в точке A на ДОР можно представить в виде суммы $K_r^A = K_r + K_r^r$, где K_r определяется внешней на-

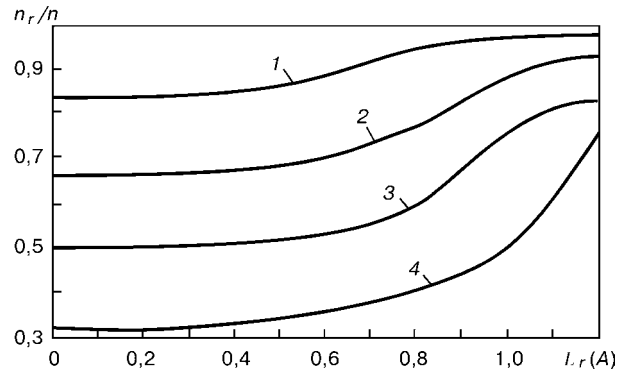


Рис. 6. Влияние остаточных напряжений на n_r/n в зависимости от $L_r(A)$: 1 — $K_r^r/K_r(A) = 0,2$; 2 — 0,5; 3 — 1,0; 4 — 2,0

рузкой (силовой либо температурной), а K_r^r — остаточными напряжениями. Отношение запасов прочности соответственно с учетом остаточных напряжений n_r и без учета последних n находится из выражения

$$\frac{n_r}{n} = \frac{L_r^r}{L_r},$$

где $L_r(K_r^A)$ и $L_r(B_1)$ — решения трансцендентного уравнения

$$\frac{K_r}{L_r} = \frac{f_1(L_r)}{L_r}, \quad \frac{K_r + K_r^r}{L_r^r} = \frac{f_1(L_r^r)}{L_r^r},$$

здесь $f_1(x)$ — правая часть выражения (2) при $x = L_r, L_r^r$. На рис. 6 приведены отношения n_r/n в зависимости от $L_r(A)$ и K_r^r/K_r . Как видно из рисунка, чем больше значения $L_r(A)$, тем меньше влияние остаточных напряжений. При $L_r(A) < 0,7$ роль остаточных напряжений заметна уже при $K_r^r/K_r > 0,2$. Поскольку даже высокий отпуск сварной конструкции обычно оставляет в зоне сварных соединений нерелаксированные напряжения на уровне 50... 120 МПа, то при эксплуатационных нагрузках, соответствующих рабочим напряжениям 250... 350 МПа, влиянием нерелаксированных остаточных напряжений не следует пренебрегать при оценке ресурса сварных соединений в рассматриваемой постановке задачи. Иными словами, одной из задач диагностики состояния сварных соединений конструкций на различных стадиях эксплуатации является определение нерелаксированных остаточных напряжений. К сожалению, пока большинство неразрушающих (полуразрушающих) методов [18] позволяет определить только остаточные напряжения в поверхностных (доступных для измерения) слоях либо средние по толщине листа напряжения [19, 20], что далеко не всегда достаточно для расчета K_r^r .

Более информативны с этих позиций современные методы нейтронной дифракции [21] и высокоэнергетической синхротронной дифракции [22]. Однако их использование возможно пока в основном в лабораторных условиях, при этом необходимо дорогостоящее оборудование.

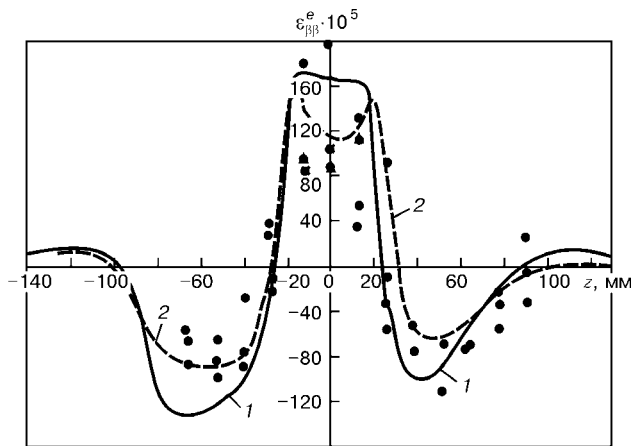


Рис. 7. Сопоставление расчетных (кривые) и экспериментальных (точки) данных по распределению остаточных деформаций ϵ_{pp}^e на внутренней (1) и наружной (2) поверхностях трубы (зазор 4...6 мм) вдоль оси трубы

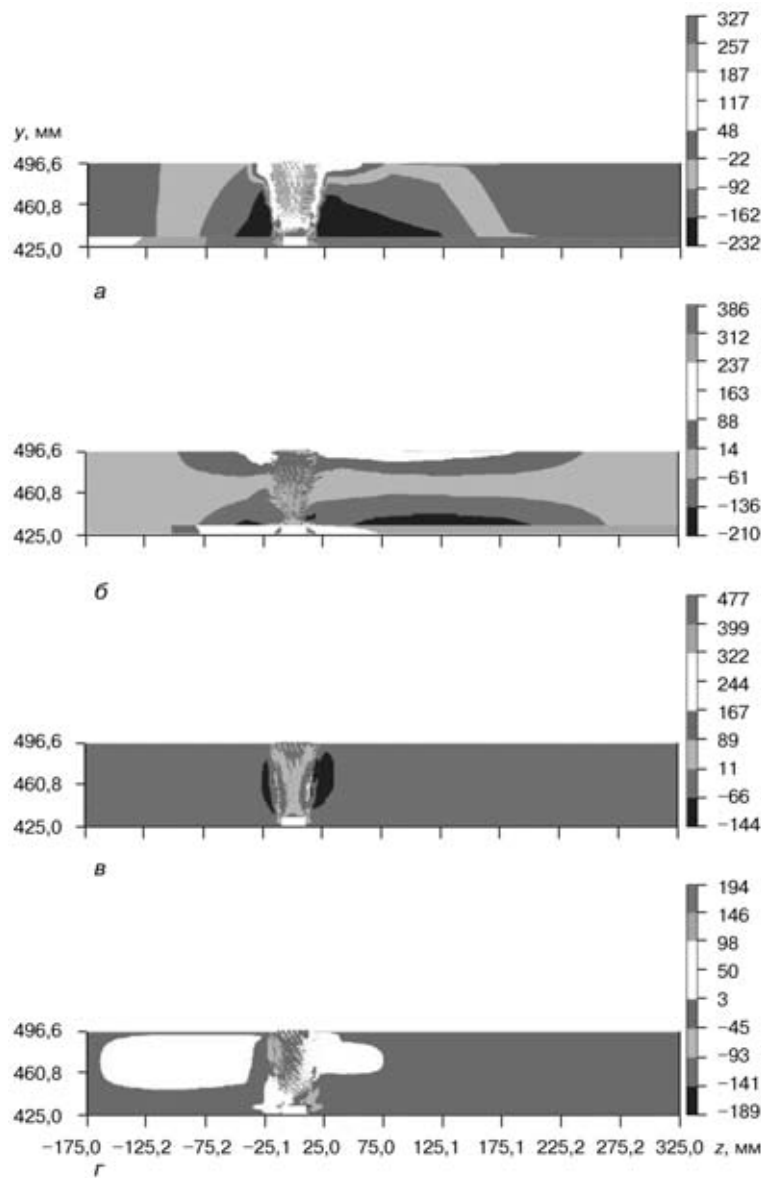


Рис. 8. Расчетные данные по распределению остаточных сварочных напряжений после сварки и отпуска кольцевого стыка трубопроводов ДУ 850: а — σ_{pp} ; б — σ_{zz} ; в — σ_{rr} ; г — σ_{rz}

В этой связи, наиболее реальным для применения является сочетание математического моделирования в определенной степени истории формирования остаточных напряжений, включая сварку и релаксационные воздействия (отпуск, силовое нагружение), с экспериментальными измерениями в отдельных точках поверхности неразрушающими (полуразрушающими) методами. Цель такого эксперимента — валидация расчетных данных, используемых при определении K_r^r .

Примеры применения указанного сочетания приведены на рис. 7–9. Результаты, приведенные на рис. 7, соответствуют оценке остаточных напряжений в зоне кольцевого стыка трубопроводов ДУ 300 3-го блока Чернобыльской АЭС. Эта работа выполнена в связи с необходимостью обоснования допустимости отдельных выявленных дефектов ЗТВ (типа межкристаллитных коррозионных трещин) на период эксплуатации до предстоящего планового ремонта. Полученные результаты детально освещены в работе [9], поэтому останавливаться на этом подробно нет необходимости.

Следует только отметить, что работа выполнена в 1998 г., т. е. более пяти лет назад. За это время возможности вычислительной техники заметно возросли — появились доступные коммерческие пакеты программ для подобных вычислений, например SISWELD.

На рис. 8, 9 приведены данные, связанные с оценкой остаточных напряжений в зоне кольцевых швов трубопроводов ДУ 850 Южно-Украинской АЭС. Эти данные, полученные в 2002 г., свидетельствуют о решении более сложной задачи: многослойная сварка за 112 проходов, наплавка коррозионностойкого слоя, высокий отпуск при температуре 650 °С, основной металл — сталь 10ГН2МФА, весьма чувствительная к микроструктурным изменениям при сварке и пр.

Несомненно, что в ближайшем будущем можно ожидать еще больших успехов в развитии расчетных методов, основанных на возрастающих возможностях вычислительной техники, поэтому указанный путь определения остаточных нерелаксированных напряжений в зоне сварных соединений достаточно перспективен.

3. Диагностика дефектов и деградация свойств. Диагностика состояния сварных соединений включает выявление различных геометрических дефектов и оценку изменения механических свойств, ответственных за безопасную эксплуатацию.

Геометрические дефекты обычно выявляют с помощью неразрушающих методов. В этом направлении сосредоточено внимание многих специалистов из раз-

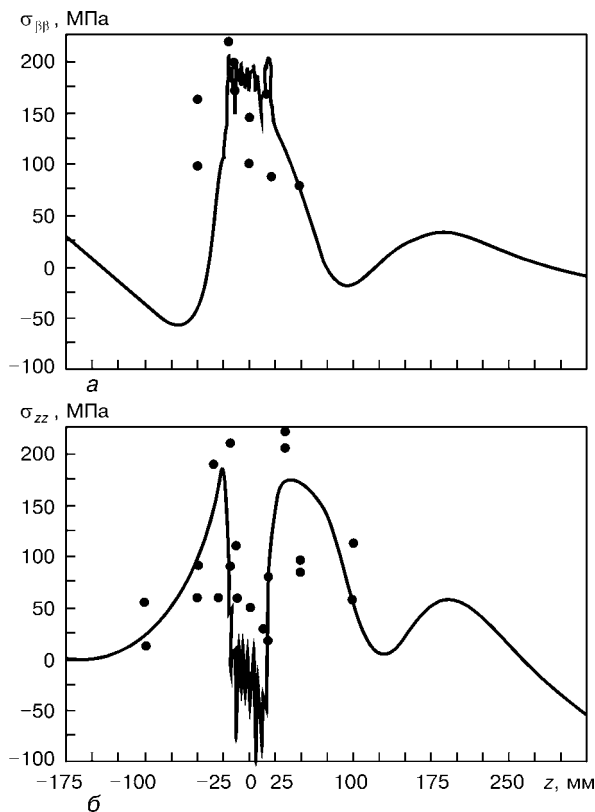


Рис. 9. Сопоставление расчетных данных (кривые) остаточных напряжений $\sigma_{yy}(z)$ (а) и $\sigma_{zz}(z)$ (б) на наружной поверхности в зоне стыка после высокого отпуска с экспериментальными (точки)

ных стран мира. Геометрические дефекты делят обычно на две группы. К первой относятся дефекты формы, обусловленные изменением конструктивных геометрических размеров в процессе эксплуатации или изготовления (эксплуатационные вмятины либо угловатости в зоне сварных стыков при изготовлении и др.); ко второй группе — дефекты сплошности материала, которые характеризуются локальным нарушением последнего (эксплуатационные и технологические трещины, подрезы, непровары, поры, коррозионные дефекты и т. д.).

С позиций оценки работоспособности сварного узла (соединения) с геометрическими дефектами очень важно знать размеры и положение дефекта, а также его происхождение. В этом направлении, особенно в отношении трещинообразных дефектов сплошности, существует еще много проблем в современной диагностике, рассмотрение которых не входит в рамки настоящей работы. Следует только отметить, что мировая научно-техническая мысль работает в этом направлении весьма активно, о чем свидетельствуют ежегодные международные конференции по неразрушающим методам контроля в Европе и по количественным неразрушающим методам определения (QNDE, которые обычно проводятся в США), на которых обсуждаются сотни докладов, связанных с совершенствованием методов обнаружения и идентификации геометрических дефектов сплошности материала.

Значительно хуже обстоит дело с диагностикой количественных характеристик сопротивления материала тем или иным видам разрушения. В час-

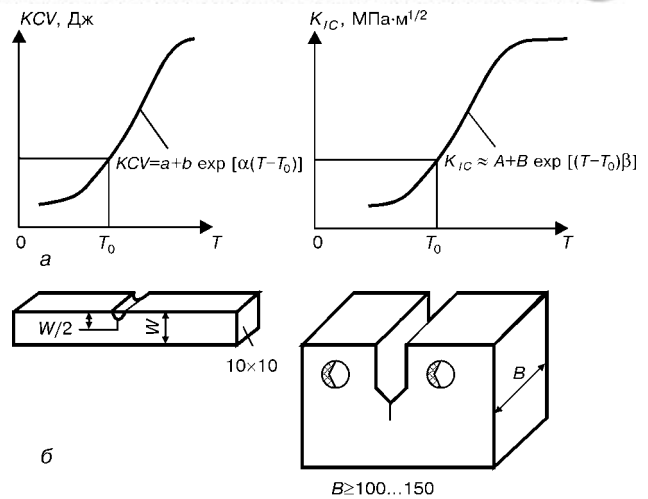


Рис. 10. Результаты испытания на ударную вязкость на образцах Шарпи (а) и определение K_{IC} на компактном образце толщиной B (б), а также эмпирические зависимости, описывающие эти результаты

тности, определение характеристик ДОР (см. рис. 5) связано с необходимостью получения данных по вязкости разрушения материала K_{IC} . При этом требуются достаточно крупные образцы, изготовить которые из материала исследуемой конструкции во многих случаях физически невозможно. Обычно в таких случаях используют результаты косвенных испытаний на маломерных образцах, например результаты испытаний на ударную вязкость на образцах Шарпи с определенным пересчетом, основанном на допущении, что в результате деградации свойств происходит изменение критической температуры хрупкости на величину ΔT_k и соответственно происходит смещение температурной кривой $K_{IC}(T)$ по температуре на ΔT_k . Величина ΔT_k определяется путем сопоставления кривых $KCV(T)$ в исходном состоянии и на данном этапе эксплуатации (рис. 10). К сожалению, далеко не всегда такой подход применим и правомерен, поэтому поиск способов оценки K_{IC} на маломерных образцах представляет значительный практический интерес.

Следует отметить, что в этом направлении существует много различных предложений типа $K_{IC} = C\sqrt{KCV}$, где для стали $C = 19$; KCV , Дж, и K_{IC} , МПа·м^{1/2}, что позволяет использовать только испытания на ударную вязкость.

Более сложная зависимость

$$K_{IC} = \sqrt{\rho \tau_s \frac{E}{1 - \nu^2} \ln(1 - \psi)^{-1}}, \quad (4)$$

где ρ — линейный размер структурного элемента; τ_s — предел текучести на срез; E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуансона; ψ — поперечное сужение при разрушении растяжением стандартных образцов небольшого сечения.

Примеры расчета по (4) приведены на рис. 11. К сожалению, эта зависимость также не является универсальной, как и многие другие, не учитывающие физику деградации материала.

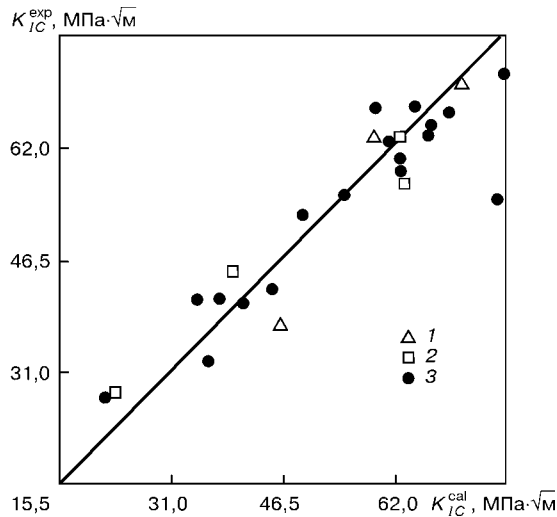


Рис. 11. Сопоставление результатов расчетных данных K_{IC}^{cal} по (4) и экспериментальных K_{IC}^{exp} для сталей 4340 (1), 45ХН2МФА (2) и 40Х (3)

Например, в случае радиационного облучения корпусной стали при температурах порядка 300 °С грубая микроструктура в первом приближении сохраняется, т. е. $\rho = const$, величина τ_s немного возрастает, а ψ несколько снижается. В этом случае из (4) трудно получить резкое уменьшение K_{IC} , связанное с диффузией фосфора и приводящее к снижению прочности границ зерен и др. [23]. Иными словами, характеристики ρ , τ_s , E , ψ , ν недостаточно чувствительны к влиянию перераспределения фосфора при радиационном облучении корпусной стали, в то время как величина K_{IC} достаточно чувствительна к этому явлению. Приведенный пример показывает, что при неразрушающих методах измерения механических свойств вектор измеряемых параметров X_i должен быть достаточно чувствителен к физическим изменениям в материале, от которых зависит искомая трудноизмеряемая характеристика, например K_{IC} .

В последние годы для оценки K_{IC} в тонкостенных конструкциях на основе испытания достаточно ограниченных образцов применяется метод «Master Curve». Согласно этому методу при ис-

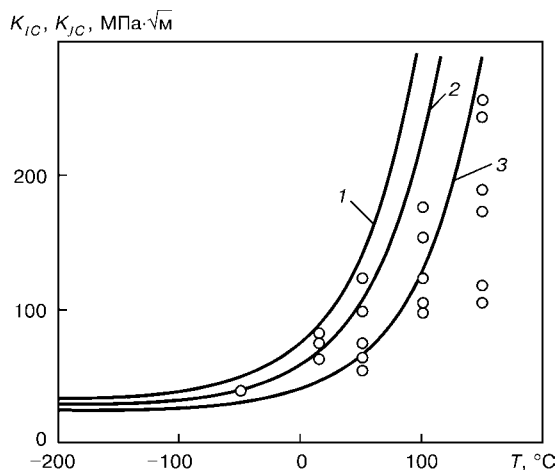


Рис. 12. Сопоставление результатов расчета по методу «Master Curve» и экспериментальных данных, полученных на образце толщиной $B = 50$ мм [24]: 1 – $P_f = 0,95$; 2 – 0,50; 3 – 0,05

пытании образцов ограниченных размеров, например 1Т-СТ на рис. 10, толщиной $B_1 = 25$ мм, определяют вероятность $P_f(K_{IC}, B_1)$, экспериментальная величина K_{I1} , при которой происходит разрушение, меньше $K_{IC}(B_1)$. Делают допущение, что эта величина определяется трехпараметрическим распределением Вейбулла в виде

$$P_f = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_{IC}(B_1) - K_{min}}{K_0 - K_{min}} \right)^\eta \frac{B_1}{B_0} \right], \quad (5)$$

где K_{min} , K_0 , B_0 и η – параметры указанного распределения. Если $\eta = 4,0$, то из (5) следует известная формула пересчета

$$K_{IC}(B_1, P_f) = [K_{IC}(B_1, P_f) - K_{min}] \left(\frac{B_1}{B_2} \right)^{1/4} + K_{min}.$$

Использование такого пересчета также далеко не всегда удовлетворяет практику. Пример такого расхождения показан на рис. 12, что свидетельствует о недостаточно обоснованном допущении, связанном с зависимостью (5).

В этой связи заслуживают внимания методы, основанные на удобных измерениях и достаточно глубоких математических моделях, которые учитывают физику локальных изменений в материале, ответственных за величину K_{IC} . Один из таких методов, развиваемый российским специалистом Б. З. Марголиным, заслуживает особого внимания.

Рассматривается образец для стандартного испытания при определении K_{IC} растяжением (см. рис. 10) либо трехточечным изгибом. Напряженное состояние в зоне у вершины трещины (рис. 13) однозначно определяется условиями нагружения, с помощью которых находят по стандартным зависимостям [24] текущее и критическое значения K_{IC} .

Поликристаллический материал образца представляется как совокупность элементарных ячеек, размеры ρ которых соответствуют среднему размеру зерен. Этот параметр может быть определен неразрушающими методами в зоне «горячих точек».

Для ячейки принят локальный критерий хрупкого разрушения в виде

$$\sigma_1 \geq \sigma_d - m_r(T)m_\epsilon(K)(\sigma_{eq} - \sigma_y); \quad \sigma_1 \geq S_C(K), \quad (6)$$

где σ_1 – максимальное главное напряжение; σ_{eq} – эквивалентное напряжение (интенсивность напряжений); σ_d – эффективная прочность зарождения микротрещин скола в данной ячейке, которая является стохастической величиной. Для описания функции распределения этой величины используется трехпараметрическое распределение Вейбулла в виде

$$P(\sigma_d) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_d - \sigma_{d0}}{\bar{\sigma}_d} \right)^\eta \right],$$

где $P(\sigma_d)$ – вероятность того, что минимальная прочность хрупкого разрушения по указанному ме-

ханизму в элементарной ячейке меньше чем σ_d ; σ_{d0} , $\bar{\sigma}_d$, η — параметры Вейбулла.

В зависимости (6) $m_T(T)$ учитывает влияние температуры. В работе [24] предлагается $m_T(T)$ вычислять в виде

$$m_T(T) = |\sigma_y(0) - \sigma_y(T)| m_0,$$

где $\sigma_y(T)$, $\sigma_y(0)$ — предел текучести материала соответственно при температуре T и $T = 0$; m_0 определяется экспериментально;

$$m_\epsilon(K) = \frac{S_0}{S_C(K)} \dots ;$$

где $S_C(K)$ — критическое напряжение хрупкого разрушения; K — параметр Одквиста; $\int d\epsilon_{\text{eq}}^p$; $d\epsilon_{\text{eq}}^p$ — приращение эквивалентной пластической деформации; $S_0 = S_C(K)$ при $K \equiv 0$.

Величины $\sigma_y(T)$, $S_C(K)$ определяются на образцах малых размеров [24].

Зная напряженное состояние во всех элементарных ячейках зоны у вершины трещины при данном K_I , можно вычислить вероятность хрупкого разрушения образца с трещиной при температуре T

$$P_f(K_I)_T = 1 - \exp \left[- \sum_{i=1}^M \left(\frac{\sigma_e^i - \sigma_{d0}}{\bar{\sigma}_d} \right)^\eta \right] = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_W}{\bar{\sigma}_d} \right)^\eta \right], \quad (7)$$

где $\sigma_W = \left\{ \sum_{i=1}^M (\sigma_e^i - \sigma_{d0})^\eta \right\}^{1/\eta}$ — напряжение Вейбулла; M — количество элементарных ячеек в рассматриваемом объеме V (рис. 13).

При этом $\sigma_e^{(i)} - \sigma_{d0} \equiv 0$, если условия (6) не соблюдаются, т. е. такие ячейки имеют 100%-ю вероятность неразрушения. Если же условия (6) имеют место, то

$$\sigma_e^{(i)} - \sigma_{d0} = \sigma_1^{(i)} + m_T(T) m_\epsilon(K) (\sigma_{\text{eq}} - \sigma_y) - \sigma_{d0}.$$

Поскольку условие (6) выполняется в определенной области V вблизи вершины трещины, то это позволяет ограничить величину M . Естественно, что чем толще образец, тем больше значение M . Использование гипотезы плоской деформации, как в [23], позволяет рассматривать напряженное состояние только в плоскости x, y (рис. 13) и величина M уменьшается в B/ρ раз, но при этом соответствующий множитель появляется перед суммой в (7), как в [23]. В рассматриваемой модели параметры Вейбулла не зависят от температуры и могут быть определены на небольших образцах с трещиной (см. рис. 9) при определенной температуре в области низких температур, обеспечивающих хрупкое разрушение, путем моделирования деформационных процессов и обработки эк-

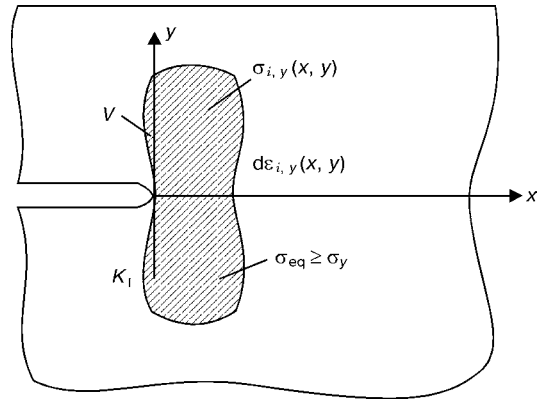


Рис. 13. Схема деформирования в зоне V у вершины трещины экспериментальных данных по (17). После чего можно получить данные для K_{IC} в зависимости от толщины образца и температуры по описанной выше процедуре моделирования деформационных процессов уже в образцах определенной толщины при соответствующих температурах. Пример применения такого подхода [23] приведен на рис. 14.

4. Вероятностные подходы и риск-анализ. Из изложенного выше относительно уровня остаточных напряжений в зоне сварных соединений, диагностирования геометрических размеров дефектов и степени деградации свойств материала следует, что в большинстве случаев детерминистический подход для оценки остаточного ресурса сварных соединений и узлов должен быть заменен вероятностным, учитывающим стохастичу величин остаточных напряжений, размеров дефектов, сопротивления материала разрушению. Вероятностные подходы достаточно успешно применяются при прочностных расчетах в современных областях техники (авиации, отдельных отраслях машиностроения и др.). Теоретические основы таких подходов хорошо известны [24, 25 и др.]. В последние годы эти методы активно распространяются и на сварные конструкции [26].

В ИЭС им. Е. О. Патона разработан пакет компьютерных программ [27] для расчета на прочность различных сварных соединений с приме-

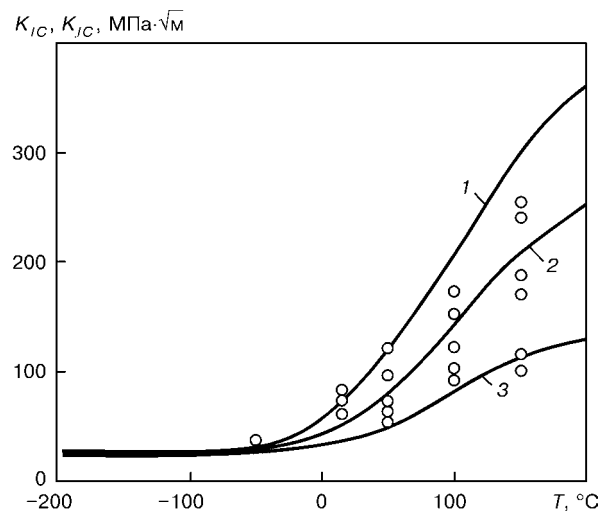


Рис. 14. Сопоставление результатов расчетов (кривые) по методу Б. З. Марголина с экспериментальными данными (точки) из работы [24]: 1-3 — то же, что и на рис. 12

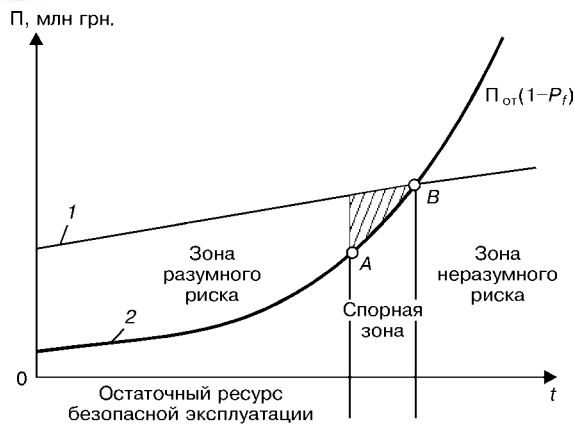


Рис. 15. Схема оценки остаточного ресурса на основе риск-анализа

кающими острыми полостями, в котором наряду с детерминистическим расчетом по заданным коэффициентам безопасности n , включающим коэффициент условия работы m , коэффициент надежности по материалу K_m , коэффициент надежности по назначению K_n , коэффициент надежности по нагрузке K_p , предусмотрен расчет вероятности разрушения P_f по заданным вариациям нагрузки, геометрическим размерам, свойствам материала. Расчетное значение P_f принято называть обеспеченностью расчета [25, 26].

Характерно, что одинаковая обеспеченность расчета, т. е. величина P_f в зависимости от коэффициента вариации ω исходных параметров, требует различных коэффициентов безопасности, что наглядно демонстрируют приведенные в таблице данные из [11] для угловых швов крестообразного сварного соединения, нагруженных статической нагрузкой.

Из таблицы видно, что между значениями коэффициента безопасности n и обеспеченностью расчета P_f нет однозначной зависимости. Важную роль играет коэффициент вариации исходных данных, который далеко не полностью учитывается при назначении коэффициента безопасности. Этот пример показывает, что расчеты, основанные на вероятностном подходе, т. е. учитывающие вариацию исходных данных, более прогрессивны, нежели детерминистические расчеты на основе коэффициента безопасности.

Естественно, вероятностные расчеты более громоздкие, однако при современном уровне вычислительной техники это не столь затруднено. Наиболее существенное препятствие на пути широкого применения вероятностных методов при расчете сварных соединений и узлов связано с отсутствием норм на допустимые значения коэффициентов обеспеченности расчета P_f для различных случаев, в отличие от коэффициентов безопасности.

В этой связи представляет интерес применение подходов, основанных на риск-анализе. Сущность таких подходов схематически показана на рис. 15 применительно к оценке ресурса безопасной эксплуатации сварного соединения (узла).

В системе координат время эксплуатации t и расходы приведены две основные кривые: кривой 1 обозначены расходы, связанные с немедленным

Изменение значений коэффициента безопасности n в зависимости от вероятности разрушения P_f и коэффициента вариации исходных параметров ω угловых швов крестообразного сварного соединения из [11]

P_f	ω	Катеты угловых швов, мм		n
		K_y	K_z	
0,9	0,05	4,39	12,67	1,25
	0,10	7,33	14,12	1,50
	0,15	9,02	17,62	1,75
0,89	0,05	5,65	16,31	1,45
	0,10	10,00	19,72	1,90
	0,15	13,67	26,70	2,40

ремонтом данного сварного соединения (узла) конструкции в момент времени t , кривой 2 произведение $P_{от}(1 - P_f)$, где $P_f(t)$ — вероятность отказа; $P_{от}$ — расходы в случае отказа данного сварного соединения (узла) в момент времени t . Точка пересечения этих кривых B определяет границу зоны $t > t_B$ неразумного риска; соответственно зона $t < t_A$ — зона разумного риска или остаточный ресурс безопасной эксплуатации сварного соединения (узла).

Выводы

1. Совершенствование методов оценки ресурса безопасной эксплуатации сварных соединений (узлов) конструкций длительного срока эксплуатации тесно связано с использованием современных подходов механики разрушения, вероятностных методов, а также методов риск-анализа.

2. Большое значение имеют эффективные методы оценки состояния сварных соединений (узлов) в эксплуатируемой конструкции с позиций уровня нерелаксированных остаточных напряжений, наличия геометрических дефектов и степени деградации характерных свойств материала, определяющих сопротивление разрушению в «горячих точках».

3. Процедура оценки остаточного ресурса является комплексной. В ней вопросы механики разрушения, диагностики состояния по нерелаксированным остаточным напряжениям, размерам дефектов, свойствам материала тесно увязаны с экономическими и социальными проблемами риск-анализа.

4. Представляет интерес создание соответствующей специальности для подготовки специалистов по остаточному ресурсу ответственных конструкций длительного срока эксплуатации, что позволит более эффективно решать практические задачи, в том числе и для сварных соединений и узлов.

1. Уэллс А. А. Влияние остаточных напряжений на хрупкое разрушение // Разрушение / Под ред. Г. Либовица. — М.: Машиностроение, 1977. — Т. 4. — С. 290–332.
2. Труфяков В. И. Усталость сварных соединений. — Киев: Наук. думка, 1973. — 216 с.
3. Стеклов О. И., Акулов А. И. О влиянии остаточных напряжений и вида напряженного состояния на коррозионное растрескивание сварных соединений // Автомат. сварка. — 1965. — № 2. — С. 38–43.
4. Сварные строительные конструкции. В 3 т. Т. 1. Основы проектирования конструкций / Под ред. Л. М. Лобанова. — Киев: Наук. думка, 1993. — 416 с.



5. Николаев Г. А., Куркин С. А., Винокуров В. А. Сварные конструкции. — М.: Высш. шк., 1982. — 272 с.
6. *Guidance on assessment of the fitness for purpose of welded structures*. S. I., [1990]. — 322 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. IIS-SSI-1157-90).
7. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 320 с.
8. *Establishment of computation welding mechanics* / J. Ueda, H. Murakawa, K. Nakacho, N. X. Ma // *Trans. of JWRI*. — 1995. — 24, № 2. — P. 73-86.
9. Махненко В. И., Махненко О. В. Развитие расчетных методов оценки допустимости выявленных дефектов в сварных соединениях ответственных конструкций // *Автомат. сварка*. — 2000. — № 9/10. — С. 83-91.
10. Bokarud T., Koragren P. Some aspects of the application of probabilistic fracture mechanics for design purposes // *Colloquium practical applications of fracture mechanics to the prevention of failure of welded structures*, Bratislava, July 10, 1979. — Bratislava, 1979. — P. 198-205.
11. Махненко В. И., Рябчук Т. Г. Обеспеченность расчета и размеры угловых швов различных соединений // *Автомат. сварка*. — 1993. — № 1. — С. 3-6.
12. Гроицкий В. А., Радько В. П., Демидко В. Г. Дефекты сварных соединений и средства их обнаружения. — Киев: Вища шк., 1983. — 144 с.
13. Приборы для неразрушающего контроля материалов и изделий: Справочник / Под ред. В. В. Клюева: В 2 т. — М.: Машиностроение, 1976. — Т. 1. — 328 с.; Т. 2. — 391 с.
14. *Assessment of the integrity of structure containing defects* / R. P. Harrison, K. Loosmore, J. Milne, R. Dowling // *Report R/H R6-Rev 2 of Central Electricity Generating Board*. — Bekeley, 1980. — 193 p.
15. Андрейкив А. Е. Пространственные задачи теории трещин. — Киев: Наук. думка, 1982. — 345 с.
16. Horn R. M., Kass J. N., Ranganath K. Evaluation of the growth and stability of stress corrosion cracking in sensitised austenitic pipings // *Trans. ASME, J. of Pressure vessel Technology*. — 1984. — 106, № 2. — P. 201-208.
17. Оценка ресурса сварных соединений конструкций, работающих при высоких температурах / В. И. Махненко, Е. А. Великоиваненко, Г. Ф. Розынка, Н. И. Пивторак // *Автомат. сварка*. — 1995. — № 1. — С. 3-9.
18. *Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений*: Справоч. пособие. — Киев: Наук. думка, 1981. — 583 с.
19. Гуца О. И., Махорт Ф. Г., Чернооченко А. А. Применение акустоупругости объемных волн для определения напряжений // *Материалы III Всесоюз. симп. «Технологические остаточные напряжения (г. Кутаиси, 1988)*. — М., 1998. — С. 134-145.
20. *Ultrasonic instrumentation for measuring applied stress on bridges* / P. A. Fuchs, A. V. Clark, M. G. Lozer et al. // *J. Non-Destructive Eval.* — 1998. — 17, № 3. — P. 129-140.
21. *Measurement of residual and applied stress using neutron diffraction* / Eds M. Hatchings and A. Krawitz. — Dordrecht-Boston, London: Kluwer Acad. publ., 1989. — 471 p.
22. *Evaluation of residual stresses in bulk of materials by high energy synchrotron diffraction* / W. Reimers, M. Broda, G. Brusck et al. // *J. Non-Destructive Eval.* — 1998. — 17, № 3. — P. 129-140.
23. *Прогнозирование трещиностойкости корпусной реакторной стали на основе концепции «Master curve» и вероятностной модели* / Б. З. Марголин, В. А. Швецова, А. Г. Гуленко и др. // *Пробл. прочности*. — 2002. — № 1. — С. 5-21.
24. Болотин В. В. Методы теории вероятности и теории надежности в расчетах сооружений. — М.: Стройиздат, 1982. — 350 с.
25. Райзер В. Д. Методы теории надежности в задачах нормирования расчетных параметров строительных конструкций. — М.: Стройиздат, 1986. — 190 с.
26. *ISO SD 16708 Standart*. Petroleum and natural gas industries. Pipeline transportation systems. Reliability — based limit state methods. — 2000. — Oct.
27. Махненко В. И., Рябчук Т. Г. Компьютеризация расчета сварных соединений с угловыми швами // *Автомат. сварка*. — 1991. — № 11. — С. 1-6.

Characteristic peculiarities of welded joints in durable critical structures requiring certain approaches to estimation of specified service life, residual safe life in particular, are considered. The possibility of using modern fracture mechanics approaches combined with rapidly developing risk analysis methods is examined.

Поступила в редакцию 12.02.2003