

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

УДК 621.793

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ
ДОНЫШЕК С КОЛЛЕКТОРАМИ КОТЛОВГооге Сергей Юрьевич¹,

канд. техн. наук, главный инженер

Таболин Илья Сергеевич²,

генеральный директор

Шрон Леонид Борисович³,

канд. техн. наук, доцент

¹ООО «Нефтегазтехсервис», 454091, г Челябинск, Свердловский пр. 57²ЗАО «Челябинские интерактивные кабельные сети», 454000, г. Челябинск, ул. Орджоникидзе 54-Б³Севастопольский государственный университет, 299053, г. Севастополь, ул. Университетская 33

Аннотация. Разработана модель приближённой оценки ресурса ответственных сварных соединений с внутренним трещиноподобным дефектом в корне шва при ползучести. Для трещины нормального отрыва модифицировано кинетическое уравнение повреждённости Ю.Н.Работного путём добавления в структуру уравнения второго параметра повреждённости, характеризующего подрастание трещины. В основу расчётной модели положены металлографические исследования результатов стендовых испытаний на длительную прочность сварных соединений, нагруженных внутренним давлением при установившейся ползучести.

Ключевые слова: ресурс, сварной шов, трещина, трещиноподобный дефект, ползучесть, повреждённость, металлография.

В предлагаемой статье проиллюстрирована попытка авторов установить влияние конструктивного трещиноподобного дефекта в корне кольцевого шва приварки доньшка к корпусу коллектора на сопротивляемость росту трещины при температурах установившейся ползучести с целью инженерной оценки остаточного ресурса данного вида сварных соединений и разработки на этой основе рекомендаций по регламенту их контроля и замены. В практике эксплуатации паровых котлов известны случаи внезапного отрыва доньшка от торца коллектора по металлу сварного шва, с внутренней стороны которого имел место линейный трещиноподобный дефект в виде не провара корня шва. С качественной стороны это объясняется тем, что стенка доньшка, нагруженная внутренним давлением, имитирует условия жёсткой заделки и приводит к появлению сосредоточенного изгибающего момента дополнительно оказывающего влияние на величину аксиальных растягивающих напряжений вблизи вершины трещиноподобного дефекта в корне сварного шва. Эти обстоятельства обусловили интерес авторов к решению данной проблемы.

На рис.1 показан один из темплетов сварных соединений труб с доньшками, имитирующими сварные узлы коллекторов котлов (далее - модели), эксплуатируемых при температурах ползучести. Натурные испытания моделей в условиях установившейся ползучести проведены в лабора-

тории сварки и конструкционной прочности Отделения металлов УралВТИ (г. Челябинск).

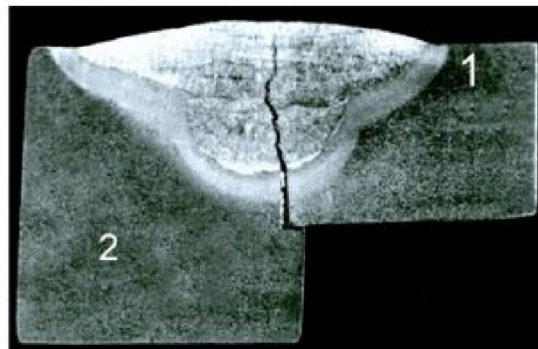


Рис. 1. Темплет сварного шва соединения трубы (1) с доньшкой(1): стендовые испытания моделей под внутренним давлением (ст. 12Х1МФ, температура 600С, время испытания 3000 час., x100)

Результаты испытаний легли в основу инженерного метода оценки остаточного ресурса сварных соединений доньшек коллекторов котлов, содержащих внутренний трещиноподобный дефект в корне сварного шва.

Изучению роста трещин в условиях ползучести посвящены многочисленные экспериментальные и теоретические исследования. Очевидно, что достоверная интерпретация экспериментальных данных невозможна без определения напряжённо-

го состояния не только вблизи вершины трещины, но и на траектории её распространения. В данной работе при определении напряжённого состояния в окрестности вершины стационарной трещины, нагруженной в условиях установившейся ползучести, использован подход, изложенный в [1].

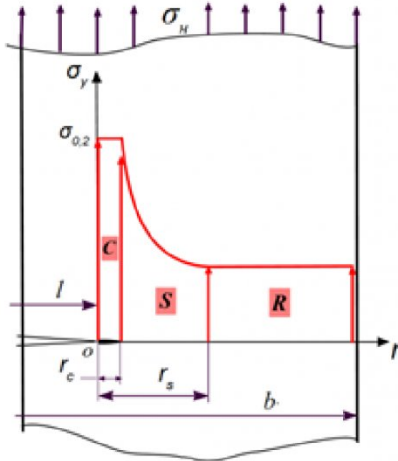


Рис. 2. Распределение напряжений σ_y вдоль плоскости трещины нормального разрыва: C – область нелинейных деформаций, S – область сингулярных напряжений, R – область регулярных напряжений

Следуя [1] и [2], примем, что эпюра напряжений σ_y на продолжении трещины состоит из трёх областей: нелинейных деформаций и реализации механизма разрушения (длиной r_c сингулярной (длиной r_s), регулярной (длиной $b-l-r_s$) и имеет характер зависимости, представленной на рис. 2.

На отрезке $[0; r_c]$ напряжение $\sigma_y = \sigma_{0,2}^c$, где $\sigma_{0,2}^c$ – предел текучести материала при температуре ползучести. Подобное перераспределение асимптотических напряжений σ_y на отрезке маломасштабной текучести представляет собой известную аппроксимацию Ирвина [3] с той лишь разницей, что в нашем случае нахождению подлежат отрезки r_c и r_s , а также поправочная функция $f_1(\lambda)$. Здесь относительную (безразмерную) длину трещины по-прежнему представляем как $\lambda = l/b$.

Согласно теории пластичности, для упрочняющихся по степенному закону упругопластических тел компоненты тензора напряжений вблизи вершины стационарной трещины определяются сингулярным решением Хатчинсона-Райса-Розенгрена (так называемая HRR-асимптотика, [4,5]). Для установившейся ползучести (при $n > 1$) справедлива асимптотика:

$$\sigma_{ij} \sim r^{-1/(1+n)} \quad (1)$$

Сохраняя в (1) размерность напряжений и принимая структуру коэффициента интенсивности напряжений (КИН) в виде

$$K_1 = \sigma_H l^{1/(1+n)} f_1(\lambda)$$

запишем приближённое выражение для напряже-

ния σ_y на продолжении трещины в виде:

$$\sigma_y \sim \sigma_H (r/l)^{-1/(1+n)} f_1(\lambda) \quad (2)$$

Умножив и разделив (2) на $(2\pi)^{1/(n+1)}$, принимая $n=1$, получим с точностью до постоянного множителя $\sqrt{2}$ известное выражение σ_y для трещины нормального разрыва в линейной механике разрушения:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cdot \varphi_y(\theta), \quad (3)$$

где $K_I = \sigma_H \sqrt{\pi \cdot l} \cdot f_1(\lambda)$, $\varphi_y(\theta)$ – ограниченная функция полярного угла, принимающая значение равно 1 при $\theta = 0^0$. Безусловно, продемонстрированный выше формальный подход построения асимптотического выражения (2) является грубым приближением, но вместе с тем для инженерных приложений не только качественно отражает распределение напряжений σ_y по всему сечению распространения трещины, но и позволяет оценить остаточный ресурс конкретных элементов конструкций, работающих в условиях ползучести.

Используя подход, развитый авторами в [1], применительно к поставленной задаче получено нелинейное алгебраическое уравнение относительно искомой величины r_s с тремя варьируемыми параметрами λ , μ , n в виде:

$$Y = Y(r_s, \lambda, \mu, n) \quad (4)$$

где $\mu = \sigma_H / \sigma_{0,2}^c$, σ_H – номинальное растягивающее напряжение в неповреждённом сечении стенки трубы (рис. 2).

Численное решение (4) относительно r_s позволяет найти r_c и $F_I(\lambda)$ по формулам:

$$r_c(\lambda) = r_s(\lambda) \cdot \left[\frac{\mu \cdot (1-\lambda)}{1-\lambda-\lambda \cdot r_s(\lambda)} \right]^{1+n}, \quad (5)$$

$$F_I(\lambda) = \left[\frac{1-\lambda}{1-\lambda-\lambda \cdot r_s(\lambda)} \right] \cdot (2 \cdot r_s(\lambda))^N, \quad (6)$$

где $N = 1/(1+n)$.

На рис.3 представлены в виде графика результаты расчёта поправочной функции $F_I(\lambda)$. В расчёте использованы данные, полученные при стендовых испытаниях на длительную прочность сварного соединения доньшка и стенки трубы (темплет показан на рис.1). Исходная относительная длина трещиноподобного дефекта $\lambda = 0,315$, параметры n и μ равны 2 и 0,051 соответственно.

Для сравнения здесь же приведён график $f_1(\lambda)$. Достоверность полученных выражений (4), (5) и (6) проверим при граничном значении $\lambda=0$. В этом случае внешний контур (конфигурация) нагруженного элемента не оказывает влияния на величину напряжений вблизи вершины трещины (так называемый случай тела бесконечных размеров с трещиной нормального разрыва).

При $\lambda=0$ выражение (4) допускает преобразование к виду:

$$r_s(\mu, n) = \frac{n}{1+n-\mu^n} \quad (7)$$

и, как следствие этого,

$$F_I(\mu, n) = [2 \cdot r_s(\mu, n)]^N \quad (8)$$

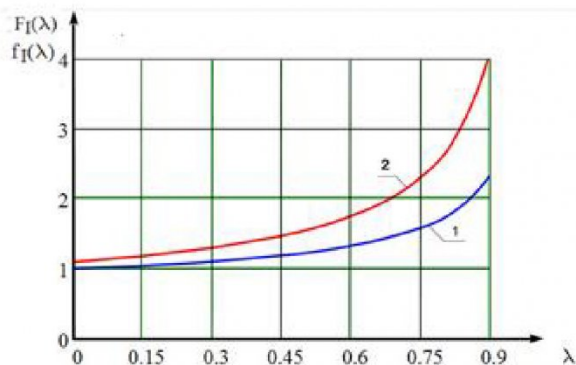


Рис. 3. Графики поправочных функций: кривая 1 - $f_I(\lambda)$, линейная асимптотика, $n=1, \mu=0$, кривая 2 - $F_I(\lambda)$, нелинейная асимптотика, $n=2, \mu=0.0513$

Из (7) и (8) нетрудно видеть, что значение поправочной функции $F_I(\mu = 0, n = 1) = 1$ и совпадает со значением $f_I(\lambda = 0) = 1$ в рамках линейной механики разрушения, что вполне приемлемо для инженерных приложений с учётом принятых выше допущений.

На рис. 4 показано семейство кривых $F_I(\mu, n)$ при различных дискретных соотношениях параметров μ и n .

Для инженерных приложений можно принять, что кривые 1 и 4 ограничивают область значений $F_I(\mu, n)$ для допустимых соотношений параметров μ и n . Отметим также, что с ростом значения параметра n , семейство кривых $F_I(\mu, n)$ асимптотически приближается к нижней кривой ($\mu = 0$).

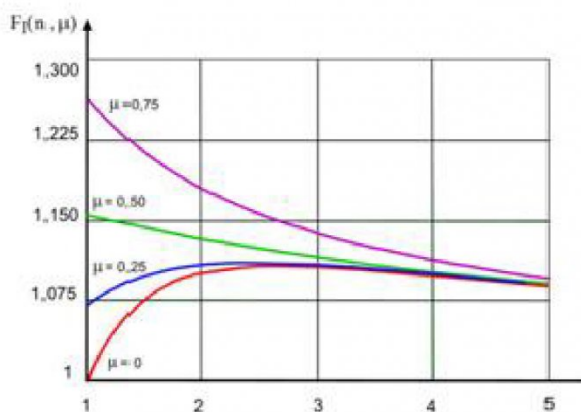


Рис. 4. Семейство поправочных функций $F_I(\mu, n)$ при $\lambda = 0$

Полученные результаты позволили перейти к собственно разработке инженерного метода оценки ресурса сварных соединений доннышек коллекторов котлов с трещиноподобным дефектом в корне шва.

Построению расчётных феноменологических моделей разрушения материалов в условиях ползучести посвящено значительное количество ра-

бот, из которых в первую очередь мы выделим отечественные работы [6,7]. Основная задача таких расчётных моделей – определить время до разрушения нагруженного элемента конструкции. Как правило, расчётные модели ориентированы на описание хрупкого разрушения при ползучести, протекающего путём зарождения пор по границам зёрен, ортогональным направлению максимальных растягивающих напряжений σ_{max} , с последующим образованием цепочек пор, их слиянием сначала в отдельные микротрещины, а затем объединением в одну макротрещину, развитие которой приводит к полному разрушению элемента конструкции. В [6] при описании такого механизма разрушения введён скалярный параметр ω , характеризующий повреждённость материала и подчиняющийся кинетическому уравнению вида:

$$\frac{d\omega}{dt} = A \cdot \left[\frac{\sigma_{max}}{1-\omega} \right]^n, \quad (9)$$

где A и n - константы материала, определяемые по диаграмме длительной прочности в координатах « $Lg(\sigma) \sim Lg(t)$ »; диапазон изменения значений параметра ω находится в интервале $0 \leq \omega < 1$.

Уравнение (9) легко интегрируется (параметр ω зависит только от времени t), что позволяет получить выражение для нахождения времени до разрушения t_c в зависимости от уровня максимальных растягивающих напряжений σ_{max} :

$$t_c = [A \cdot (1 + n) \cdot \sigma_{max}]^{-1}. \quad (10)$$

Надо отметить, что впоследствии было предложено несколько модификаций кинетического уравнения (9), за малым исключением они касались видоизменения правой части путём комбинации с параметром ω и введением дополнительных констант материала, не затрагивая основную структуру уравнения. Это обстоятельство, по нашему мнению, лишний раз подтверждает высокую эффективность структуры кинетического уравнения (9). Весьма полный обзор современной научной литературы, посвящённой вопросам длительного разрушения, приведён в работе [8]. В данной работе предпринята попытка модифицировать кинетическое уравнение (9) с целью отражения в его структуре относительной длины трещины λ как дополнительного к параметру ω фактора, который, по мнению авторов, нельзя игнорировать при построении феноменологической модели разрушения в условиях ползучести элементов конструкций с исходным трещиноподобным дефектом. Дело в том, что наличие в теле трещины приводит не только к локализации очага разрушения вблизи её вершины, но и к резко неоднородному характеру распределения напряжений вдоль траектории распространения трещины (рис. 2). Характер повреждённости также неоднороден в плоскости распространения трещины, подобен распределению максимальных растягиваю-

щих напряжений и, как следствие этого, время до разрушения определяется не только значением параметра ω , но относительной длиной трещины λ . Не трудно видеть, что диапазон изменения параметров λ и ω совпадает: $0 \leq \omega, \lambda < 1$.

В основу модификации уравнения (9) положены следующие соображения. Воспользуемся понятием скалярной функции поврежденности ψ , полностью сохраняя структуру кинетического уравнения (9):

$$\frac{d\psi}{dt} = A \cdot \left[\frac{\sigma_{\max}}{1-\psi} \right]^n \quad (11)$$

Примем, что скалярная функция ψ прямо пропорциональна модулю некоторого радиус-вектор \vec{r} , т.е.

$$\psi = \sqrt{\vec{r} \cdot \vec{r}} \quad (12)$$

и запишем полный дифференциал выражения (12):

$$d\psi = \frac{\vec{r} \cdot d\vec{r}}{\sqrt{\vec{r} \cdot \vec{r}}} \quad (13)$$

В двух последних выражениях между векторами \vec{r} знак скалярного умножения. Далее представим радиус-вектор \vec{r} в виде линейной комбинации векторов с компонентами ω и λ :

$$\vec{r} = \omega \cdot \vec{i} + \lambda \cdot \vec{j}, \quad (14)$$

где \vec{i} и \vec{j} - единичные векторы (орты). Тогда из (14) следуют выражения для $d\vec{r}$:

$$d\vec{r} = \vec{i} \cdot d\omega + \vec{j} \cdot d\lambda, \quad (15)$$

и скалярного произведения векторов $\vec{r} \cdot \vec{r}$:

$$\vec{r} \cdot \vec{r} = \omega^2 + \lambda^2. \quad (16)$$

С учётом (15) и (16) перепишем выражение (13):

$$d\psi = \frac{\omega \cdot d\omega + \lambda \cdot d\lambda}{\sqrt{\omega^2 + \lambda^2}}. \quad (17)$$

Разделив обе части равенства (17) на dt , получим в окончательном виде модифицированное выражение для кинетического уравнения поврежденности:

$$\omega \cdot \frac{d\omega}{dt} + \lambda \cdot \frac{d\lambda}{dt} = \frac{A \cdot \sigma_{\max}^n \cdot \sqrt{\omega^2 + \lambda^2}}{[1 - \sqrt{\omega^2 + \lambda^2}]^n}. \quad (18)$$

В результате предложенной модификации структура кинетического уравнения поврежденности стала «двухскоростной» (двухпараметрической), где $d\omega/dt$ - скорость роста ω и $d\lambda/dt$ - скорость роста относительной длины трещины λ . Легко видеть, что при $\lambda=0$ уравнение (18) переходит в первоначальное эволюционное уравнение поврежденности (9). При $\omega=0$ уравнение (18) преобразуется в выражение, которое можно интерпретировать как кинетическое уравнение поврежденности при росте трещины в условиях высокотемпературной коррозии.

Для описания механизма разрушения на основе уравнения (18) сделаем необходимые пояснения относительно области определения функции ψ . Как следует из уравнения (18), модуль скалярной функции ψ , как и параметры ω и λ , принимает значения из диапазона $0 \leq |\psi| < 1$. Отсюда следует,

что предельная кривая поврежденности ψ описывается уравнением окружности и располагается в первой четверти плоской системы координат $\omega\lambda$. Рис. 5 иллюстрирует данный вывод.

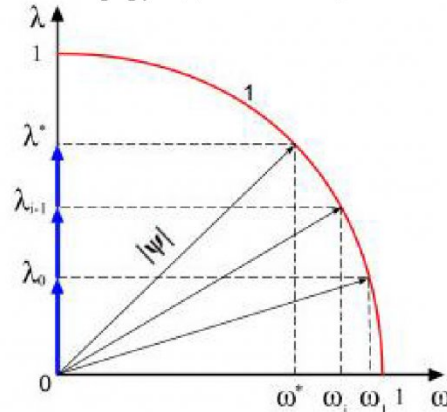


Рис. 5. След кривой разрушения 1 в плоскости координат $\omega\lambda$

Критерий разрушения принимает вид:

$$|\psi| = 1. \quad (19)$$

Перейдём к формулированию механизма разрушения на основе уравнения (18). Анализ эксплуатационных разрушений и результатов стендовых испытаний на длительную прочность натуральных моделей указывают на дискретный характер роста трещины ползучести. Во всех испытанных моделях трещины берут начало из вершины узкого конструктивного зазора в корне шва и развиваются практически по оси шва, перпендикулярно стенке трубы. Все трещины носят межзёрненный характер. На рис. 6, 6.1 и 6.2 представлены результаты металлографических исследований конкретной модели, досрочно снятой с испытаний после 5762 час.

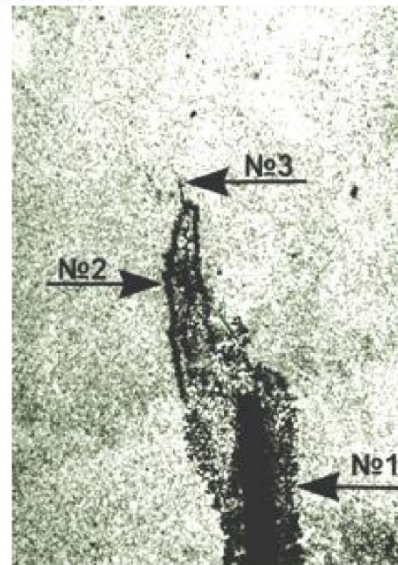


Рис. 6. Структура металла сварного шва вблизи исходного дефекта №1, подрастание трещины текучести №2, формирование микротрещины №3 (ст.12Х1МФ, температура 699С, время испытания 5762 час, x100)

Металлографическая картина зафиксирована в корне сварного шва при разном масштабе увеличения. На рис. 6 (масштаб увеличения $\times 100$) отчётливо видна трещина (стрелка №2), берущая своё начало из вершины трещиноподобного дефекта (стрелка №1). При стендовых испытаниях трещина №2 «подросла» в длину на 0,4мм. После чего из её вершины начала расти трещина №3, отчётливо видная на рис. 6.1 при масштабе увеличения $\times 500$. Микроповреждённость в виде цепочек пор вблизи вершины трещины охватывает область протяжённостью 0,5...1,0 мм с развитием от корня вглубь сварного шва (рис. 6.2).

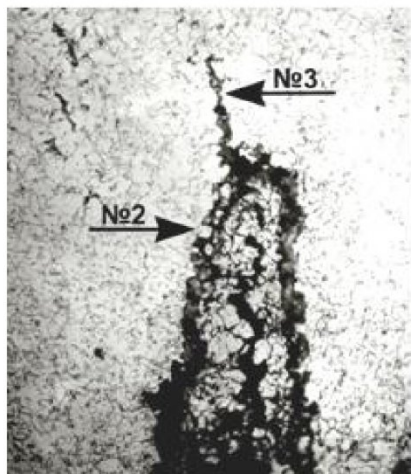


Рис. 6.1. Структура металла сварного шва вблизи трещины ползучести №2, формирование микротрещины №3 (детализация рис.6, масштаб увеличения $\times 500$)

Обобщающая металлографическая картина составлена из трёх микрофотографий, последовательно охватывающих область повреждённости металла шва от вершины исходного дефекта до вершины образовавшейся макротрещины (рис. 7). Модель снята с испытаний после 6569 час. Последовательность развития повреждённости из вершины узкого конструктивного зазора в корне шва в условиях установившейся ползучести отмечена на микрофотографиях стрелками с номерами в порядке их возрастания по мере накопления повреждённости.

Результаты анализа проведённых металлографических исследований интерпретируем в терминах параметров ω и λ . Очевидно, что с увеличением времени стендовых испытаний растёт и повреждённость металла модели. Физическому процессу повреждённости металла во времени соответствует непрерывный рост параметр ω с одной стороны и дискретный рост параметра λ с другой. Приращение относительной длины трещины λ носит дискретный характер, так как должно последовательно пройти через стадии «образование пор» → «слияние цепочки пор» → «образование микротрещины» → «слияние микротрещины с макротрещиной».

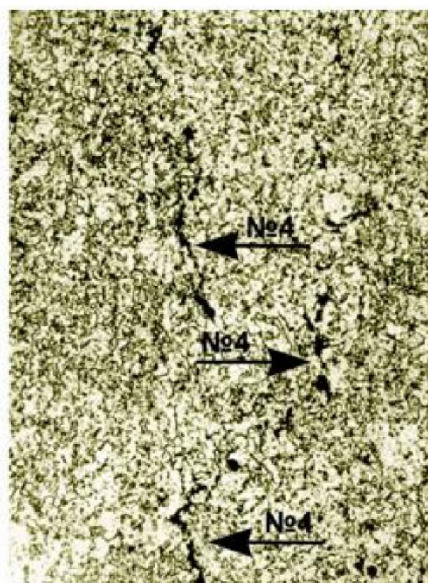


Рис. 6.2. Структура металла сварного шва вблизи трещины, слияние пор в микротрещине №4 (детализация рис.6, масштаб увеличения $\times 500$)

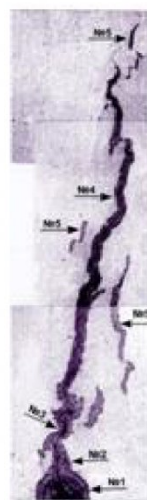


Рис. 7. Обобщенная металлографическая картина развития повреждённости металла сварного шва: образование и подрастание трещины ползучести №2 из вершины исходного дефекта №1, формирование микротрещины №3 с развитием в магистральную трещину №4, образование сопутствующих надрывов №5 путем слияния цепочек пор (ст. 12Х1МФ, температура 600 С, время испытания 6569 час., $\times 100$)

Рис.6 наглядно иллюстрирует эволюцию роста трещины ползучести: от трещины, которой приписана стрелка №1, и далее к трещинам №2 и №3. Такое описание процесса в вершине трещины при установившейся ползучести показывает, что на стадии непрерывного увеличения параметра ω от значения ω_i (текущее значение $|\psi_i| < 1$) до значения ω_{i+1} , при котором $|\psi_{i+1}| = 1$, скорость роста относительной длины трещины равна нулю ($d\lambda/dt = 0$). Это обстоятельство позволяет в явном виде проинтегрировать модифицированное кинетическое уравнение (18) и получить выражение для нахождения отрезка времени между текущими приращениями относительной длины трещины. В результате интегрирования получим:

$$t_{i+1} - t_i = \left(\left[1 - \sqrt{\omega_i^2 + \lambda_i^2} \right]^{1+n} - \left[1 - \sqrt{\omega_{i+1}^2 + \lambda_{i+1}^2} \right]^{1+n} \right) / (1+n) A \sigma_{\max}^n \quad (20)$$

Для оценки остаточного ресурса с помощью выражения (20) примем допущение о характере распределения ω вдоль плоскости распространения трещины.

Сначала заметим, что в гладких телах с неизменной площадью поперечного сечения растягивающие напряжения σ_y равномерно распределены в плоскости сечения, ортогональной приложенному усилию и максимальные напряжения $\sigma_{max} = \sigma_y$.

Поэтому процесс зарождения и слияния пор, равно как и значение параметра ω в каждый фиксированный момент времени t_i , можно принять также равномерно распределёнными вдоль поперечного сечения детали, что, в свою очередь, приводит к подобию эпюр напряжений σ_{max} и параметра ω как плоских фигур. Следуя этим допущениям, примем, что параметр ω изменяется вдоль горизонтальной оси or (см. рис 2) в виде плоской фигуры, подобной эпюре напряжений σ_y , т.е. $\omega(r) \sim \sigma_y(r)$. На отрезке $[or_c]$ в зоне действия «пластического ядра» по мере накопления повреждённости параметр ω достигает критического значения равного 1. В результате происходит дискретное разрушение материала на отрезке длиной r_c , и на эту длину исходная трещина получает приращение. После чего во вновь образованной вершине трещины формируется «пластическое ядро» длиной r_c , отличной от предшествующей, накапливается дополнительная повреждённость и процесс развития трещины продолжается до тех пор, пока уровень напряжений в нетто-сечении ослабленном трещиной достигнет критической величины. Время, накопленное к этому моменту, рассчитывается по формуле (20) и характеризует время роста трещины от исходного трещиноподобного дефекта до её критической длины.

Апробацию модели выполняли по результатам стендовых испытаний на длительную прочность моделей сварного соединения доньшка и стенки трубы. Так модель, темплет которой показан на рис.1, снята с испытаний по истечении 3000 час. Расчётное время до разрушения составило 3343 час.

Рис. 8 иллюстрирует изменение расчётных значения r_c и r_s в зависимости от значения λ .

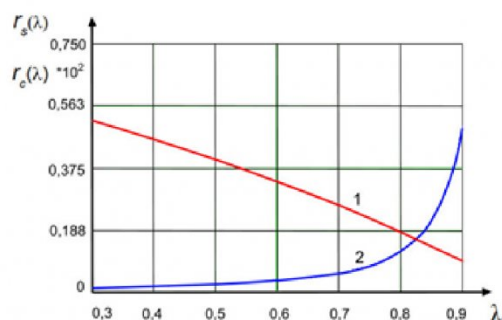


Рис. 8. Расчётные значения r_c (1) и r_s (2)

Видно, что по мере роста относительной длины трещины λ протяжённость пластической зоны (r_c) растёт, с одновременным снижением протяжённости сингулярной зоны напряжений (r_s). Модель позволяет оценить соотношение расчётных значений r_c и r_s при $\lambda \rightarrow 1$. Эти значения становятся одного порядка, но всегда значение $r_s > r_c$, так как по структуре данной модели напряжения с асимптотикой $r^{-1/(n+1)}$ определяют протяжённость пластической зоны (размер r_c). Вместе с тем, надо отметить, что для инженерных приложений вряд ли допустимы значения относительных длин трещиноподобных дефектов при $\lambda > 0,8$.

Примечание. Если принять размер $r_c = 0$, то для пластины ограниченной ширины с внутренней трещиной нормального отрыва, когда сингулярная составляющая напряжений вблизи вершины трещины определяется HRR-асимптотикой, получим выражение $F_I(\lambda, n)$ в явном виде:

$$F_I(\lambda, n) = \frac{2n}{1+n} \left[\frac{1+n-\lambda}{2n(1-\lambda)} \right]^{\frac{n}{1+n}} \quad (21)$$

Нетрудно видеть, что при значении показателя нелинейности $n=1$ (порядок особенности $1/\sqrt{r}$ выражение (21) переходит в формулу для расчёта $f_I(\lambda)$, полученную авторами в работе [1] (стр. 137, формула (5)).

P.S. Посвящение этой статьи светлой памяти Евгения Иосифовича Ширяева, кандидата технических наук, доцента кафедры «Технология машиностроения» КузГТУ понятно всем, кто был с ним знаком и дружил, учился в одно время в аспирантуре и вместе работал.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гооге С.Ю., Таболин И.С., Ширяев Е.И., Шрон Л.Б. Применение метода плоских сечений для определения коэффициентов интенсивности напряжений. // Вестник Кузбасского государственного технического университета, 2012, № 1, с. 137-140.
2. Партон В.З., Морозов Е.А. Механика упругопластического разрушения. В 2 частях.- М.: ЛКИ, 2008. - 352с.
3. Irwin G. R. Plastic zone near a crack tip and fracture toughness/ Proc. of the Seventh Sagamore Ordnance Conference. 1960. P. IV63-IV78.
4. Hutchinson J.W. Singular behavior at the end of tensile crack in a hardening material// J. Mech. Phys. Solids. 1968. V. 16. P. 13-31.

5. Rice J. R., Rosengren G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material // J. Mech. Phys. Solids. 1968. V. 16. P. 1-12.
6. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твёрдого тела. – М.: Наука, 1988. 712с.
7. Качанов Л.М. Теория ползучести. – М.: Гос. издательство физико-математической литературы, 1960, - 455с.
8. Степанова Л.В., Игонин С.А. Описание рассеянного разрушения: параметр повреждённости Ю.Н. Работнова: историческая справка, фундаментальные результаты и современное состояние // Вестник СамГУ — Естественнонаучная серия. 2014. № 3(114), Механика. – С. 97-114.

Поступило в редакцию 9.10.2015

UDK 621.793

EVALUATION OF RESIDUAL LIFE OF WELDED JOINTS OF BOTTOMS WITH COLLECTORS OF BOILERS

Googe Sergey Ju.¹,
C.Sc. (Engineering), Chief Engineer
Tabolin Illa S.²,
Director-General
Shron Leonid B.³,
C.Sc. (Engineering), Associate Professor

¹Society with limited liability «Neftegaztehservis», av.Sverdlovskiy, 57, Chelyabinsk, 454091, Russia

²Closed joint-stock company «Chelyabinsk interactive cable networks", st. Ordzhonikidze, 54-b, Chelyabinsk, Russia

³Sevastopol State University, str. University, 33, Sevastopol, 299053, Russia

Abstract. *A model of an approximate estimate of the resource of critical weld joints with an internal crack-like defect in the weld root during creep was developed. For the normal fracture crack a Y.N.Rabotny kinetic equation of damage was modified by adding of the second parameter of damage, characterizing the crack growth, in the structure of the equation. The calculation model is based on metallographic study results of bench tests on the long-term strength of the welded joints, loaded with internal pressure at steady creep.*

Key words: *resource, weld joint, crack, crack-like defect, creep, damage, metallography.*

REFERENCES

1. Googe S.Ju., Tabolin I.S., Shirjaev E.I., Shron L.B. Primenenie metoda ploskih sechenij dlja opredelenija koeficientov intensivnosti naprjazhenij. // Vestnik Kuzbasskogo gosudarstvennogo tehniceskogo universiteta, 2012, № 1, s. 137-140.
2. Parton V.Z., Morozov E.A. Mehanika uprugoplasticheskogo razrushenija. V 2 chastjah.- M.: LKI, 2008. - 352s.
3. Irwin G. R. Plastic zone near a crack tip and fracture toughness/ Proc. of the Seventh Sagamore Ordnance Conference. 1960. P. IV63-IV78.
4. Hutchinson J.W. Singular behavior at the end of tensile crack in a hardeningmaterial // J. Mech. Phys. Solids. 1968. V. 16. P. 13-31.
5. Rice J. R., Rosengren G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material// J. Mech. Phys. Solids. 1968. V. 16. P. 1-12.
6. Rabotnov Ju.N. Mehanika deformiruемого tvjordogo tela. – М.: Наука, 1988. 712s.
7. Kachanov L.M. Teorija polzuchesti. – М.: Gosizdatel'stvo fiziko-matematicheskoy literatury, 1960, 455s.
8. Stepanova L.V., Igonin S.A. Opisanie rassejannogo razrushenija: parametr povrezhdjonnosti Ju.N. Rabotnova: istoricheskaja spravka, fundamentalnye rezultaty i sovremennoe sostojanie// Vest-nik SamGU — Estestvennonauchnaja serija. 2014. № 3(114), Mehanika. – s. 97-114.

Received 9 October 2015