

Анализ живучести магистрального нефтепровода в зоне стыкового сварного соединения

© А.М. Покровский, Е.И. Дубовицкий

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, 105005, Россия

Рассмотрена методика анализа живучести магистрального трубопровода в зоне поперечного сварного шва при эксплуатации с учетом остаточных сварочных напряжений. Расчет остаточных сварочных напряжений выполнен методом конечных элементов задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой. Решение нелинейной нестационарной задачи теплопроводности проведено методом конечных разностей с использованием граничных условий третьего рода. Моделирование кинетики превращения аустенита в феррито-перлит и бейнит в неизотермических условиях при сварке осуществлено на основании теории изокинетических реакций. В основу расчета живучести положены критерий Ирвина и формула Пэриса.

Ключевые слова: магистральный трубопровод, остаточные сварочные и эксплуатационные напряжения, метод конечных элементов, механика разрушения, оценка живучести

Введение. Магистральные нефтепроводы соединяют в единую систему посредством электродуговой сварки встык отдельных труб. Повреждение нефтепроводов происходит чаще всего вследствие разрушения поперечного сварного шва. Поэтому анализ живучести трубопровода в зоне сварного стыкового соединения — чрезвычайно актуальная задача, при решении которой основной проблемой является вычисление остаточных сварочных напряжений.

Остаточные сварочные напряжения можно определить экспериментальными методами [1, 2], для чего необходимо иметь уникальное дорогостоящее оборудование. Следует также учитывать, что выполнение таких работ — трудоемкий процесс. Поэтому удобнее применять численные методы расчета остаточных сварочных напряжений в деталях, например, с использованием стандартных конечно-элементных комплексов ANSYS [3] и ABAQUS [4]. Однако эти комплексы не позволяют учитывать изменение фазово-структурного состава, который оказывает существенное влияние на теплофизические и физико-механические свойства стали, что приводит к большой погрешности при вычислении остаточных сварочных напряжений. Отдельно следует отметить авторский конечно-элементный комплекс «Сварка» [5], в котором моделирование структурообразования ведется при наложении кривых охлаждения на термокинетические диаграммы превращений переохлажденного аустенита. Указанные особенности комплексов являются их недостатками. В настоящей статье

кинетика структурных превращений описывается по более точной методике, основанной на теории изокинетических реакций [6] с использованием информации, снятой с изотермических диаграмм (ИТД) превращений переохлажденного аустенита.

Основа расчета на живучесть — это кинетическая диаграмма усталостного разрушения. Для описания этой диаграммы применяют формулы Пэриса [7], Формана [8] и Коллприста [9]. Наибольшее распространение получила формула Пэриса, удовлетворительно описывающая линейный в логарифмических координатах участок кривой. В [10] рассмотрена живучесть линейной части нефтепровода с продольной полуэллиптической трещиной. Нагруженность определяли с помощью метода статистического моделирования Монте-Карло, применяя исторические данные. Для определения живучести использовали модель накопления повреждений [11]. Показано, что для рассматриваемого нефтепровода трещина глубиной 4 мм в основном металле может расти в течение 50 лет до появления течи, а при глубине 6 мм — в течение 8 лет. Метод, предложенный в настоящей статье, позволяет оценить живучесть линейной части трубопровода, но, к сожалению, неприменим для зоны сварного соединения, так как при расчете не учтены остаточные сварочные напряжения и переменный структурный состав, влияющий на значение трещиностойкости.

Цель настоящей статьи — разработать методику и программные средства для анализа живучести магистрального трубопровода в зоне сварного стыкового соединения с учетом остаточных сварочных напряжений.

Постановка задачи. Известно, что наиболее опасными остаточными сварочными напряжениями в трубопроводах являются окружные напряжения [12]. Максимальные эксплуатационные напряжения в тонкостенных трубах от внутреннего давления также окружные [13]. В связи с этим в настоящей работе рассмотрены продольные трещины, причем плоскости этих трещин и действия окружных напряжений совпадают. Вначале определяют суммарные напряжения от эксплуатации и сварки.

Следует отметить, что расчетное определение остаточных сварочных напряжений связано с некоторыми трудностями, так как процесс сварки характеризуется широким температурным диапазоном (от 20 до 2000 °С), в котором в стали происходят фазовые и структурные превращения, что существенно усложняет задачу вычисления остаточных напряжений. После сварки структурный состав стали по сечению трубы вблизи сварного шва изменяется, поэтому вязкость разрушения K_{Ic} , входящая в критерий Ирвина [14], тоже не постоянна по сечению трубы. Этот факт необходимо учитывать в расчетах для адекватной оценки живучести трубопровода.

В настоящей статье проведен расчет сварочных остаточных напряжений при электродуговой сварке встык двух труб толщиной 21,7 мм и внутренним диаметром 1420 мм, выполненных из стали 10Г2ФБ. Ширина сварочной ванны принималась равной 20 мм, толщина — равной толщине трубы, начальная температура сварочной ванны 2000 °С, что является средней температурой нагрева при электродуговой сварке. В начальный момент остывания температура трубы вне зоны шва принималась равной 20 °С.

Рассмотрим принцип расчета живучести трубопровода с полуэллиптической краевой продольной трещиной на внутренней поверхности трубы. На каждом цикле нагружения по аппроксимационным формулам вычисляется размах коэффициента интенсивности напряжений (КИН) в точке, выходящей на поверхность, и в наиболее заглубленной точке. По формуле Пэриса вычисляется приращение длины и глубины трещины. При этом на каждом шаге проверяются два условия разрушения:

- 1) выполнение силового критерия Ирвина;
- 2) условие, при котором глубина трещины меньше толщины трубы.

При использовании критерия Ирвина максимальный КИН сравнивается с вязкостью разрушения K_{Ic} , зависящей от структурного состава.

Методика расчета остаточных сварочных напряжений. Моделирование формирования остаточных сварочных напряжений проводили численно с использованием шагового метода расчета. Для каждого шага по времени последовательно решали три задачи:

- 1) нелинейной нестационарной теплопроводности;
- 2) моделирования фазово-структурного состава;
- 3) вычисления напряжений.

Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов нелинейная нестационарная осесимметричная задача теплопроводности описывается следующим дифференциальным уравнением [15]:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_V, \quad (1)$$

где c — коэффициент теплоемкости; ρ — плотность; $T(r, z, \tau)$ — температура; τ — время; λ — коэффициент теплопроводности; q_V — мощность удельных источников энерговыделения.

Для описания условий теплообмена использованы граничные условия третьего рода [15]:

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_n = h(T_c(\tau) - T_n(\tau)),$$

где n — нормаль к поверхности; h — суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; T_c — температура окружающей среды; T_n — температура поверхности.

Время охлаждения трубы более чем в 50 раз превышает время проварки шва, поэтому можно принять, что в начальный момент времени температура шва постоянна и составляет 2000 °С, температура свариваемой трубы 20 °С. При решении уравнения (1) использовали:

1) метод конечных разностей, обладающий лучшей сходимостью по сравнению с методом конечных элементов (МКЭ);

2) метод суммарной аппроксимации, при котором на основании экономичной схемы расщепления вместо двумерного уравнения применяли метод прогонки для двух одномерных уравнений.

Подробно описанный алгоритм расчета температурных полей в телах с прямоугольными границами методом конечных разностей изложен в [16].

Переход жидкой фазы в твердую в процессе кристаллизации при сварке моделировался с использованием диаграммы состояния сплавов железо — углерод [17]. Согласно этой диаграмме, при температуре выше температуры T_L ликвидуса сплав находится в жидком состоянии, при охлаждении до этой температуры появляются первые кристаллы, при температуре T_S солидуса металл полностью переходит в твердую фазу — аустенит. Удельная доля твердой фазы определялась исходя из условия $V(T_L) = 0$, $V(T_S) = 1$ по формуле правила отрезков [17]:

$$V = \frac{T_L - T}{T_L - T_S}, \quad (2)$$

где T — текущая температура.

Рассматриваемая трубная сталь 10Г2ФБ содержит 0,09 % углерода. По диаграмме состояния [17] для сплава с таким содержанием углерода $T_L = 1535$ °С, $T_S = 1500$ °С.

Тепловыделение при кристаллизации сплава учитывалось включением в уравнение теплопроводности мощности. При решении задачи шаговым методом для каждого узла конечно-разностной сетки определялась мощность удельных источников энергоснабжения на n -м шаге:

$$q_V^n = \rho L_{кр} \frac{\Delta V_n}{\Delta \tau_n},$$

$$\Delta V_n = V_n - V_{n-1}.$$

Здесь ρ — плотность сплава; $L_{кр}$ — удельная теплота кристаллизации сплава; ΔV_n — изменение удельной доли твердой фазы на n -м шаге по времени $\Delta\tau_n$.

Значения удельной доли твердой фазы на n -м и $(n - 1)$ -м шагах можно определить по формуле (2), подставляя в нее температуру n -го и $(n - 1)$ -го шага соответственно.

Значения удельной теплоты кристаллизации и превращений аустенита в феррито-перлит и бейнит принимались следующими [18]: $L_{кр} = 250$ кДж/кг, $L_{ф-п} = 66,7$ кДж/кг; $L_{\delta} = 56,3$ кДж/кг и $L_m = 31,3$ кДж/кг. Плотность сплава $\rho = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³.

Перейдем к моделированию структурообразования в процессе сварки. Известно, что при нагреве выше температуры 740...760 °С происходит аустенизация стали [19]. При последующем охлаждении в зависимости от скорости охлаждения аустенит трубной стали 10Г2ФБ может превращаться в феррито-перлит, бейнит или мартенсит. Наилучшее согласование с экспериментом при сложных температурных режимах, характерных для сварки, достигается в случае прогнозирования структурных превращений по теории изокинетических реакций [6] с использованием изотермической диаграммы (ИТД) превращений переохлажденного аустенита. В расчете использовалась ИТД стали 10Г2ФБ, приведенная в работе [20].

Для описания изотермического распада аустенита в феррит и бейнит применяли уравнение Колмогорова — Авраами — Мейла [6]:

$$V_{ф-п(б)}(\tau) = 1 - \exp\left(-K_{ф-п(б)} \tau^{n_{ф-п(б)}}\right), \quad (3)$$

где $V_{ф-п(б)}$ — удельная доля феррито-перлита (бейнита); $K_{ф-п(б)}$, $n_{ф-п(б)}$ — зависящие от температуры эмпирические коэффициенты, определяемые по ИТД, соответственно для феррито-перлитной и бейнитной областей.

Зная из ИТД стали для каждой температуры время τ_n начала и τ_k конца феррито-перлитного и бейнитного превращений, коэффициенты $K_{ф-п(б)}$ и $n_{ф-п(б)}$, зависящие от температуры, можно определить по формулам [18]

$$n_{ф-п(б)}(T) = 2,66 / \lg \frac{\tau_k^{ф-п(б)}}{\tau_n^{ф-п(б)}};$$

$$K_{ф-п(б)}(T) = 0,0100 \tau_n^{n_{ф-п(б)}}.$$

Согласно методу наименьших квадратов, в ИТД стали 10Г2ФБ для феррито-перлитной и бейнитной областей использовали следующие выражения соответственно:

$$\lg \tau_{\text{н}}^{\text{ф-п}} = 0,41 \cdot 10^{-4} (t - 550)^2 + 0,45;$$

$$\lg \tau_{\text{к}}^{\text{ф-п}} = 0,85 \cdot 10^{-4} (t - 600)^2 + 1,69;$$

$$\lg \tau_{\text{н}}^{\text{б}} = 0,55 \cdot 10^{-4} (t - 460)^2 + 0,24;$$

$$\lg \tau_{\text{к}}^{\text{б}} = 0,65 \cdot 10^{-4} (t - 470)^2 + 1,27.$$

Для перехода к неизотермической кинетике превращения применяли теорию изокинетических реакций [6], согласно которой удельную долю феррито-перлита (бейнита) на n -м шаге по времени определяют по уравнению (3) для времени $\tau_n + \Delta\tau_n$, где τ_n — время, необходимое для достижения накопленной к моменту τ_{n-1} степени превращения $V_{\text{ф-п(б)}}^{n-1}$ при температуре T_n . Объемную долю феррито-перлита (бейнита) на n -м шаге в этом случае можно вычислить по формуле [18]

$$V_{\text{ф-п(б)}}(\tau_n) = \left(1 - \exp \left\{ -K_{\text{ф-п(б)}}(T_n) \left[\left(-\frac{\ln(1 - V_{\text{ф-п(б)}}^{n-1})}{K_{\text{ф-п(б)}}(T_n)} \right)^{1/n_{\text{ф-п(б)}}(T_n)} + \Delta\tau_n \right]^{n_{\text{ф-п(б)}}(T_n)} \right\} \right) V_{\text{а}}^{\text{ф-п}},$$

где $V_{\text{а}}^{\text{ф-п}}$ — удельная доля аустенита после прохождения феррито-перлитной зоны (для феррито-перлитной области $V_{\text{а}}^{\text{ф-п}} = 1$).

Мартенситного превращения в стали 10Г2ФБ при охлаждении на воздухе в процессе сварки не происходит. Для данного вида превращения необходимо более интенсивное охлаждение, например, водой. При численном моделировании на каждом шаге по времени в каждом конечном элементе вычисляли вектор удельных долей аустенита, феррито-перлита и бейнита соответственно

$$\{\mathbf{V}\} = \{\mathbf{V}_{\text{а}}, \mathbf{V}_{\text{ф-п}}, \mathbf{V}_{\text{б}}\},$$

который использовался для вычисления теплофизических и физико-механических характеристик на следующем шаге.

Напряжения определяли с помощью МКЭ путем решения задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой [18]. Для этого использовали шаговый метод дополнительных (начальных) деформаций. Приращение тензора полной деформации для каждого конечного элемента можно представить следующим образом:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^p + \Delta\varepsilon_{ij}^c + \delta_{ij}\Delta\varepsilon_T, \quad (4)$$

где $\Delta\varepsilon_{ij}^e$, $\Delta\varepsilon_{ij}^p$, $\Delta\varepsilon_{ij}^c$ — приращение упругой деформации, пластической деформации и деформации ползучести соответственно; δ_{ij} — символ Кронекера; $\Delta\varepsilon_T = \alpha\Delta T$ — приращение свободной деформации (α — коэффициент термического расширения, зависящий от температуры и структуры; ΔT — изменение температуры на данном шаге).

Согласно методу дополнительных деформаций, решение задачи термоупруговязкопластичности привели к последовательному решению МКЭ задачи термоупругости, при этом три последних слагаемых в уравнении (4) объединены в одно:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^0,$$

где $\Delta\varepsilon_{ij}^0 = \Delta\varepsilon_{ij}^p + \Delta\varepsilon_{ij}^c + \delta_{ij}\Delta\varepsilon_T$ — дополнительная деформация.

При определении приращений пластических деформаций учитывали существование пластического потенциала, который для неизо-термической теории течения в случае нестационарного структурного состава и использования критерия пластичности Хубера — Мизеса можно представить в виде [18]

$$F_p = \left(3/2S_{ij}S_{ij}\right)^{1/2} - f_T(q_p, T, \{\mathbf{V}\}) = 0; \quad (5)$$

$$q_p = \int d\bar{\varepsilon}_i^p.$$

Здесь S_{ij} — девиатор напряжений; q_p — параметр Удквиста при пластичности; $d\bar{\varepsilon}_i^p$ — интенсивность приращений пластических деформаций.

Вводя для упрощения в формулу (5) обобщенный параметр Q , характеризующий температурное и структурное состояние стали, и учитывая, что $\left(3/2S_{ij}S_{ij}\right)^{1/2}$ представляет собой интенсивность напряжений σ_i , получим

$$\sigma_i = f_T(q_p, Q). \quad (6)$$

Выбор условия пластичности в виде соотношения (6) равносильно гипотезе о том, что при данных температуре и структуре интенсивность напряжений является функцией параметра Удквиста, не зависящей от типа напряженного состояния.

В связи с этим функцию f_T можно получить из мгновенных кривых растяжения, представив их в виде уравнения

$$\sigma = f_T(\varepsilon_p, Q),$$

где ε_p — накопленная пластическая деформация ($\sigma_i = \sigma$ и $q_p = \varepsilon_p$ для одноосного растяжения).

При использовании модели упругопластической среды со степенным упрочнением для кривых растяжения отдельных структур мгновенную кривую растяжения гетерогенной структуры можно представить в виде

$$\sigma = E\varepsilon \text{ при } \varepsilon \leq \varepsilon_T = (\sigma_{Ta} \mathbf{V}_a + \sigma_{Tф-п} \mathbf{V}_{ф-п} + \sigma_{Tб} \mathbf{V}_б) / E;$$

$$\sigma = \sigma_{Ta} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{Ta}} \right)^{m_a} \mathbf{V}_a + \sigma_{Tф} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{Tф-п}} \right)^{m_{ф-п}} \mathbf{V}_{ф-п} + \sigma_{Tб} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{Tб}} \right)^{m_b} \mathbf{V}_б \text{ при } \varepsilon > \varepsilon_T;$$

$$\varepsilon_{Ta} = \sigma_{Ta} / E; \quad \varepsilon_{Tф} = \sigma_{Tф-п} / E; \quad \varepsilon_{Tб} = \sigma_{Tб} / E.$$

Здесь σ — напряжение; E — модуль упругости; ε — деформация; σ_{Ta} , $\sigma_{Tф-п}$, $\sigma_{Tб}$ и m_a , $m_{ф-п}$, m_b — пределы текучести и показатели упрочнения, зависящие от температуры, для аустенита, феррито-перлита и бейнита соответственно.

Приращение пластической деформации для каждого конечного элемента рассчитывают по мгновенной кривой растяжения, зная приращение интенсивности напряжений $d\sigma_i$ для данного конечного элемента на текущем шаге по времени [18]:

$$d\varepsilon_{ij}^p = 3/2 (1/E_k - 1/E) \left(d\sigma_i - \frac{\partial f_T}{\partial Q} dQ \right) \frac{S_{ij}}{\sigma_i},$$

где $E_k = \partial f_T / \partial \varepsilon_p$ — касательный модуль.

Приращения деформаций ползучести на шаге определяют по скоростям деформации на предыдущем шаге по времени [18]:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{c^n} = \left(\xi_{ij}^c \right)_{n-1} \Delta \tau_n.$$

Моделирование расплавленной зоны, в которой металл находится еще в жидком состоянии, осуществляли с помощью фиктивных конечных элементов [12], обладающих бесконечно малой жесткостью. В среде Visual Fortran по описанной методике была создана авторская программа для расчета температур, структур и напряжений при стыковой сварке труб. Все теплофизические коэффициенты и физико-механические характеристики приняты по работе [18].

Распределение остаточных сварочных окружных напряжений в продольном сечении трубы представлено на рис. 1. Вследствие симметричности задачи относительно плоскости, проходящей через середину сварного шва, показана только правая верхняя часть трубы длиной 120 мм. Для удобства восприятия рисунка масштаб по толщине относительно длины трубы составляет 2:1.

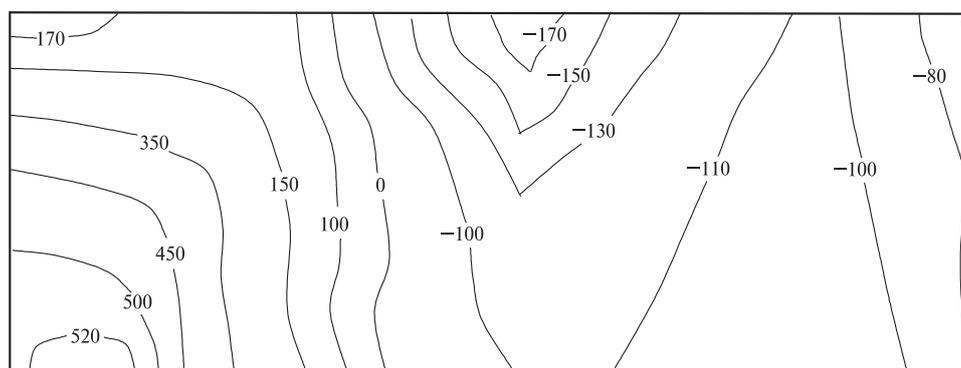


Рис. 1. Распределение остаточных сварочных окружных напряжений в продольном сечении трубы

Окружные напряжения в зоне сварного шва являются растягивающими по всей толщине трубы и становятся сжимающими только на расстоянии, превышающем две толщины от середины сварного шва (см. рис. 1). Зона максимальных растягивающих напряжений, достигающих 520 МПа, располагается в зоне сварного шва на внутренней поверхности трубы. На внешней поверхности трубы на расстоянии около трех толщин от середины сварного шва наблюдается зона с повышенным уровнем сжимающих напряжений, достигающих 170 МПа. Таким образом, наиболее опасной зоной для возникновения продольных краевых трещин являются зона сварного шва и околосшовная область на внутренней поверхности трубы.

Методика оценки живучести сварного трубопровода. Расчет трубопровода на живучесть проводили с использованием формулы Пэриса [7]

$$\frac{dl}{dN} = A(\Delta K)^m, \quad (7)$$

где N — число циклов нагружения; ΔK — размах значений КИН за цикл; A и m — эмпирические коэффициенты, принятые согласно работе [21] ($A = 1,648 \cdot 10^{-8} \text{ мм}/(\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}})^3$; $m = 3$).

В работах [21, 22] для оценки живучести магистральных трубопроводов использовали эталонные блочные нагружения. За год в линейном участке трубопровода давление изменяется в соответствии с пятью блоками нагружения. Согласно данным, приведенным в таблице, самый опасный вариант — 1, наименее опасный вариант — 4. В настоящей статье рассмотрен вариант 1.

С учетом коэффициента асимметрии цикла перепишем формулу (7):

$$\frac{dl}{dN} = A[K_{\max}(1-R)]^m.$$

Варианты циклических нагрузок линейной части трубопровода

Номер блока нагружения	Количество циклов нагружения для вариантов				Коэффициент асимметрии цикла R
	1	2	3	4	
1	20	4	1	0	0,000
2	40	8	2	0	0,097
3	100	25	10	0	0,236
4	500	125	50	25	0,375
5	1000	250	100	50	0,514
6	2000	500	200	100	0,653

Тогда длина трещины в результате воздействия циклической нагрузки с числом циклов, равным N , можно рассчитать по формуле

$$l = \int_0^N A [K_{\max} (1 - R)]^m dN.$$

В соответствии с таблицей для режима блочного нагружения, учитывая (19), получим

$$l = \sum_i^6 \left(\int_0^{N_i} A [K_{\max} (1 - R)]^m dN \right),$$

где i — номер блока нагружения.

Диаметр рассматриваемого трубопровода в 60 раз больше толщины трубопровода. В связи с этим расчет КИН для продольной полуэллиптической трещины в трубе с достаточной степенью точности проводили по аппроксимационным формулам, по формулам для поперечных полуэллиптических трещин в бесконечной полосе, растянутой напряжениями, равными окружным напряжениям в трубе. Формула для определения КИН вдоль фронта такой трещины в случае, когда глубина трещины не больше ее полудлины, имеет вид [23]

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi b} \{ [1,13 - 0,09\varepsilon + (0,54 + 0,89 / (0,2 + \varepsilon))\lambda^2 + (0,5 - 1 / (0,65 + \varepsilon)) + 14(1 - \varepsilon)^{24}]\lambda^4 [1 + (0,1 + 0,35\lambda^2)(1 - \sin \varphi)^2] \times (\varepsilon^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi)^{0,25} / \sqrt{1 + 1,464\varepsilon^{1,65}} \},$$

где σ — окружное напряжение; t — толщина стенки трубопровода; $\varepsilon = b/a$; $\lambda = b/t$; φ — угол, определяющий точку на фронте трещины ($\varphi = 0$ для точки, выходящей на поверхность; $\varphi = \pi/2$ для наиболее заглубленной точки).

Когда глубина трещины больше ее полудлины, аппроксимационную формулу можно представить следующим образом [23]:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi b} \left[\sqrt{\varepsilon} (1 + 0,04\varepsilon) + 0,2\varepsilon^4 \lambda^2 - 0,11\varepsilon^4 \lambda^4 \right] \times \\ \times \left[1 + (0,1 + 0,35\varepsilon \lambda^2) (1 - \sin \varphi)^2 \right] \times \\ \times \left(\varepsilon^2 \sin^2 \varphi + \cos^2 \varphi \right)^{0,25} / \sqrt{1 + 1,464\varepsilon^{1,65}},$$

где $\varepsilon = a/b$.

Напряжения, входящие в аппроксимационные зависимости, вычисляли как сумму окружных напряжений в трубе, рассчитанных по уравнению Лапласа [13], котельной формуле [13] и остаточным сварочным окружным напряжениям:

$$\sigma = \frac{pD}{2\delta} + \sigma_{\text{ост}},$$

где p — давление, $p = 9,8$ МПа; D — средний диаметр трубы, $D = 1398$ мм; δ — толщина, $\delta = 21,7$ мм; $\sigma_{\text{ост}}$ — максимальные остаточные окружные сварочные напряжения, $\sigma_{\text{ост}} = 520$ МПа.

По разработанной методике в среде программирования Wolfram Mathematica была создана компьютерная программа для расчета трубопровода с продольной полуэллиптической трещиной в зоне стыкового сварного соединения на живучесть. На каждой итерации проверяли выполнение критерия Ирвина для двух точек:

- 1) наиболее заглубленной точки;
- 2) точки, выходящей на поверхность.

Силовой критерий разрушения Ирвина имел вид

$$K_I^{\max} \leq K_{Ic}, \quad (24)$$

где K_{Ic} — вязкость разрушения стали.

Для структурного состава сварного шва (20 % феррито-перлита и 80 % бейнита), где находится трещина, согласно [24], вязкость разрушения K_{Ic} равна $42 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$.

Для подтверждения факта отсутствия зависимости конечных размеров от истории нагружения было проведено два тестовых расчета — для прямого (с первого по шестой) и обратного (с шестого по первый) порядка приложения блоков нагружения в соответствии с данными таблицы. Конечные размеры трещины для двух вариантов расчета различались не более чем на 0,5 %. Кривые роста трещины

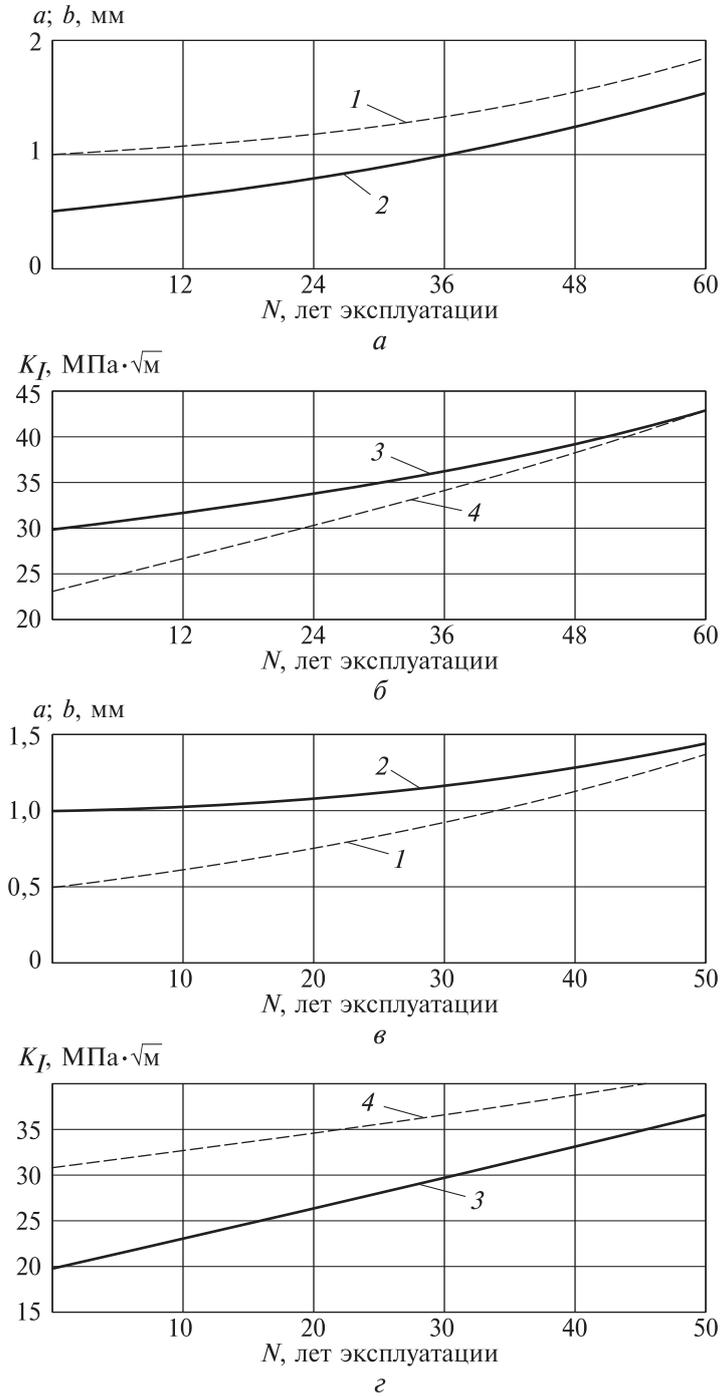


Рис. 2. Результаты расчета на живучесть трубопровода с продольной полуэллиптической трещиной в зоне стыкового сварного соединения при начальных параметрах $a_0 = 1 \text{ мм}; b_0 = 0,5 \text{ мм}$ (а, б) и $a_0 = 0,5 \text{ мм}; b_0 = 1 \text{ мм}$ (в, г):
 а, в — изменение полудлины (1) и глубины (2); б, г — изменение КИН в наиболее заглубленной точке (3) и точке, выходящей на поверхность (4)

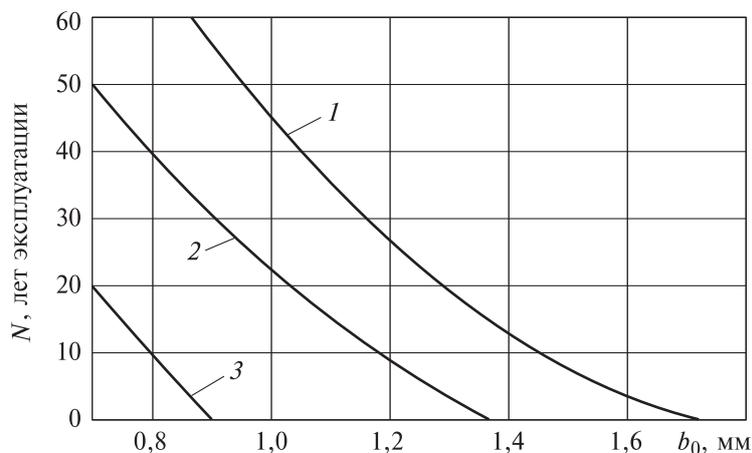


Рис. 3. Зависимость ресурса от начальной глубины трещины для соотношений полудлины и глубины: $b/a = 2$ (1), $b/a = 1$ (2), $b/a = 1/2$ (3)

и изменения КИН аппроксимировались полиномами второй степени, так как при рассмотрении длительного срока службы нефтепровода скачки, обусловленные различными коэффициентами асимметрии цикла в пределах одного года, сглаживаются.

Для иллюстрации работы компьютерной программы для расчета трубопровода с продольной полуэллиптической трещиной в зоне стыкового сварного соединения на живучесть:

– на рис. 2, а, в представлена зависимость глубины и полудлины трещины от времени эксплуатации;

– рис. 2, б, г показана зависимость КИН от времени эксплуатации.

Начальные параметры трещины:

$a_0 = 1$ мм; $b_0 = 0,5$ мм (см. рис. 2, а, б);

$a_0 = 0,5$ мм; $b_0 = 1$ мм (см. рис. 2, в, г).

В наиболее заглубленной точке вплоть до достижения критического значения КИН выше, чем в точке, выходящей на поверхность (см. рис. 2, а). Поэтому скорость роста трещины в глубину больше, чем в длину для такой трещины (см. рис. 2, б).

В точке, выходящей на поверхность, КИН растет быстрее, чем в наиболее заглубленной точке (см. рис. 2, в). В связи с этим длина такой трещины увеличивается интенсивнее, чем глубина (см. рис. 2, г).

Результаты анализа живучести трубы в виде зависимости ресурса N от начальной глубины трещины для различных соотношений начальной полудлины и глубины приведены на рис. 3.

Трещина становится более опасной с уменьшением отношения глубины к полудлине (см. рис. 3).

Выводы. Проведенное исследование позволило авторам настоящей статьи сделать следующие выводы.

1. Наиболее опасными являются продольные краевые трещино-подобные дефекты, расположенные на внутренней стороне сварного шва, причем более опасны протяженные трещины.

2. Анализ живучести сварных трубопроводов без учета остаточных сварочных напряжений недопустим, так как эти напряжения превосходят эксплуатационные напряжения в зоне поперечного сварного шва.

3. Рост трещины зависит от истории нагружения (порядка приложения блоков нагружения) незначительно.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Одинцев И.И., Апальков А.А., Разумовский И.А. Метод измерения остаточных напряжений в массивных элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии. *Заводская лаборатория*, 2003, № 2, с. 45–49.
- [2] Чернятин А.С., Разумовский И.А. Последовательно углубляемый дисковый разрез — индикатор остаточных напряжений в пространственных телах. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2015, № 5, с. 93–102.
- [3] Мощенко М.Г., Рубцов В.С., Кораблева С.А. Термомеханический анализ процесса многопроходной сварки соединения ДУ300 реактора РБМК методом конечных элементов. *Вопросы материаловедения*, 2011, № 4 (68), с. 105–115.
- [4] Минкевич В.А., Файрушин А.М., Чернятьева Р.Р., Каретников Д.В. Исследование напряженно-деформированного состояния трубного узла мартенситной стали 15Х5М в процессе диффузионной сварки. *Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело»*, 2013, № 6, с. 356–367.
- [5] Куркин А.С., Макаров Э.Л. Программный комплекс «Сварка» — инструмент для решения практических задач сварочного производства. *Сварка и диагностика*, 2010, № 1, с. 16–24.
- [6] Christian J.W. *The Theory of transformations in metals and alloys*. P. I, II. 3rd ed. Pergamon, 2002, 1200 p.
- [7] Паргон В.З., Морозов Е.М. *Механика упругопластического разрушения: основы механики разрушения*. Москва, ЛКИ, 2008, 352 с.
- [8] Forman R.G., Kearney V.E., Engle R.M. Numerical analysis of crack propagation in a cyclic-loaded structure. *Journal Basic Engineering, ASME Series D*, 1967, vol. 89, pp. 459–464.
- [9] Colliprist J.E. An Experimentalist's view of the surface flaw problem. In: *The Surface Crack Physical Problems and Computational Solutions*. Swedlow J.L., ed. ASME Publ., 1972, pp. 43–62.
- [10] Веселуха В.М., Шишкин А.Е., Богданович А.В. Оценка живучести труб линейной части нефтепровода с продольной полуэллиптической трещиной с учетом длительной эксплуатации. *Механика машин, механизмов и материалов*, 2014, № 3, с. 53–58.
- [11] Сосновский Л.А., Богданович А.В. Анализ диаграммы циклического упругопластического разрушения образца с трещиной. *Сообщения 1, 2. Проблемы прочности*, 1995, № 5–6, с. 39–61.
- [12] Пановко Г.Я., Нарайкин О.С., Покровский А.М., Волоховская О.А. Расчет сварочных остаточных напряжений при электродуговой сварке труб. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2005, № 3, с. 39–45.

- [13] Феодосьев В.И. *Сопротивление материалов*. 18-е изд., испр. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018, 544 с.
- [14] Черепанов Г.П. *Механика разрушения*. Ижевск, Институт компьютерных исследований, 2012, 872 с.
- [15] Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. *Тепломассобмен*. Москва, Изд. дом МЭИ, 2011, 562 с.
- [16] Покровский А.М., Авагимов С.С., Дубовицкий Е.И. Расчет эксплуатационных напряжений в магистральном нефтепроводе с учетом остаточных сварочных напряжений. *Наука и образование: электронное научно-техническое издание*, 2016, № 9, с. 124–138. DOI: 10.7463/0715.0786138
- [17] Банных О.А., Дрица М.Е., ред. *Диаграммы состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа*. Москва, Металлургия, 1986, 440 с.
- [18] Покровский А.М. *Термопрочность цельнокованых и бандажированных прокатных валков*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017, 272 с.
- [19] Гуляев А.П., Гуляев А.А. *Металловедение*. 7-е изд., перераб. и доп. Москва, Альянс, 2011, 644 с.
- [20] Бекетов А.В. *Особенности процессов структурообразования и разработка параметров упрочнения стали 10Г2ФБ*. Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.01. Днепропетровск (Украина), 2004, 158 с.
- [21] Kiefner J.F. Dealing with low-frequency-welded ERW pipe and flash-welded pipe with respect to HCA-related integrity assessments. *ASME Engineering technology conference on energy*, February 4–6, 2002. Houston, Texas, Paper no. ETCE2002/PIPE-29029.
- [22] Варшицкий В.М., Валиев М.И., Козырев О.А. Методология определения интервала повторных испытаний участка нефтепровода с трещиноподобными дефектами. *Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов*, 2013, № 3, с. 42–46.
- [23] Панасюк В.В., ред. *Механика разрушения и прочность материалов: справ. пособие. В 4 т. Т. 2: Коэффициенты интенсивности напряжений для тел с трещинами*. Киев, Наукова думка, 1988, 620 с.
- [24] Махутов Н.А., Покровский А.М., Дубовицкий Е.И. Анализ трещиностойкости магистрального нефтепровода с учетом изменяющейся вязкости разрушения в окрестности сварного шва. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2019, № 1, с. 44–52.

Статья поступила в редакцию 09.03.2021

Ссылку на эту статью просим оформлять следующим образом:

Покровский А.М., Дубовицкий Е.И. Анализ живучести магистрального нефтепровода в зоне стыкового сварного соединения. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2021, вып. 4. <http://dx.doi.org/10.18698/2308-6033-2021-4-2069>

Покровский Алексей Михайлович — заместитель по научной работе заведующего кафедрой «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана, д-р техн. наук, профессор. e-mail: pokrovsky@bmstu.ru

Дубовицкий Егор Игоревич — аспирант кафедры «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана. e-mail: oakegor@yandex.ru

Analysis of the trunk oil pipeline survivability in the zone of the butt welded joint

© A.M. Pokrovsky, E.I. Dubovitsky

Bauman Moscow State Technical University, Moscow, 105005, Russia

The article describes the development of a technique for analyzing the survivability of the trunk pipeline in the zone of the transverse weld during operation, taking into account the residual welding stresses. The calculation of residual welding stresses was performed by solving the problem of thermoelasto-viscoplasticity for a material with a non-stationary structure by the finite element method. Solving the nonlinear nonstationary heat conduction problem was carried out by the finite difference method using boundary conditions of the third kind. Modeling the kinetics of transformation of austenite into ferrite-pearlite and bainite under non-isothermal conditions during welding was carried out on the basis of the theory of isokinetic reactions. The calculation of survivability is based on the Irwin criterion and the Paris formula.

Keywords: trunk pipeline, residual welding and operational stresses, finite element method, fracture mechanics, survivability assessment

REFERENCES

- [1] Odintsev I.I., Apalkov A.A., Razumovsky I.A. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov — Industrial Laboratory. Diagnostics of Materials*, 2003, no. 2, pp. 45–49.
- [2] Chernyatin A.S., Razumovsky I.A. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin — Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2015, no. 5, pp. 93–102.
- [3] Moshchenko M.G., Rubtsov V.S., Korableva S.A. *Voprosy Materialovedeniya (Journal of Materials Science)*, 2011, no. 4 (68), pp. 105–115.
- [4] Minkevich V.A., Fayrushin A.M., Chernyatyeva R.R., Karetnikov D.V. *Elektronnyy nauchnyy zhurnal Neftegazovoye delo — The electronic scientific journal “Oil and Gas Business”*, 2013, no. 6, pp. 356–367.
- [5] Kurkin A.S., Makarov E.L. *Svarka i diagnostika — Welding and diagnostics*, 2010, no. 1, pp. 16–24.
- [6] Christian J.W. *The Theory of Transformations in Metals and Alloys*. P. I, II. Pergamon Press Publ., 2002, 1200 p.
- [7] Parton V.Z., Morozov E.M. *Mekhanika uprugoplasticheskogo razrusheniya: Osnovy mekhaniki razrusheniya [Elastoplastic Fracture Mechanics: Fundamentals of Fracture Mechanics]*. Moscow, LKI Publ., 2008, 352 p.
- [8] Forman R.G., Kearney V.E., Engle R.M. *Journal Basic Engineering, Transactions of ASME*, 1967, vol. 89, no. 549, pp. 459–464.
- [9] Colliprist J.E. Jr. An Experimentalist’s View of the Surface Flaw Problem. In: *The Surface Crack Physical Problems and Computational Solutions*. Swedlow J.L., ed. ASME Publ., 1972, pp. 43–62.
- [10] Veselukha V.M., Shishkin A.E., Bogdanovich A.V. *Mekhanika mashin, mekhanizmov i materialov — Mechanics of machines, mechanisms and materials*, 2014, no. 3, pp. 53–58.
- [11] Sosnovsky L.A., Bogdanovich A.V. *Problemy prochnosti — Strength of Materials*, 1995, no. 5–6, pp. 39–61.

- [12] Panovko G.Ya., Naraykin O.S., Pokrovsky A.M., Volokhovskaya O.A. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin* — *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2005, no. 3, pp. 39–45.
- [13] Feodosyev V.I. *Soprotivleniye materialov* [Strength of materials]. Moscow, BMSTU Publ., 2018, 544 p.
- [14] Cherepanov G.P. *Mekhanika razrusheniya* [Fracture mechanics]. Izhevsk, Institut kompyuternykh issledovaniy Publ., 2012, 872 p.
- [15] Tsvetkov F.F., Grigoryev B.A. *Teplomassobmen* [Heat and mass transfer]. Moscow, MEI Publ., 2011, 562 p.
- [16] Pokrovsky A.M., Avagimov S.S., Dubovitsky E.I. *Nauka i obrazovanie: elektronnyy nauchno-tekhicheskiy zhurnal* — *Science and Education: Electronic Scientific and technical Journal*, 2016, no. 9, pp. 124–138. DOI: 10.7463/0715.0786138
- [17] Bannykh O.A., Drita M.E., eds. *Diagrammy sostoyaniya dvoynykh i mnogokomponentnykh sistem na osnove zheleza* [Diagrams of state of binary and multi-component systems based on iron]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1986, 440 p.
- [18] Pokrovsky A.M. *Termoprochnost tselnokovanykh i bandazhirovannykh prokatnykh valkov* [Thermal Strength of Solid Forged and Shrouded Mill Rolls]. Moscow, BMSTU Publ., 2017, 272 p.
- [19] Gulyayev A.P., Gulyayev A.A. *Metallovedenie* [Science of Metals]. Moscow, Alyans Publ., 2011, 644 p.
- [20] Beketov A.V. *Osobennosti protsessov strukturoobrazovaniya i razrabotka parametrov uprochneniya stali 10G2FB*. Diss. kand. tekhn. nauk [Features of the processes of structure formation and the development of hardening parameters of steel 10G2FB. Cand. eng. sc. diss.]. Dnepropetrovsk (Ukraine), 2004, 158 p.
- [21] Kiefner J.F. Dealing with low-frequency-welded ERW pipe and flash-welded pipe with respect to HCA-related integrity assessments. *Proceedings of engineering technology conference on energy*. Houston, Texas. February, 2002.
- [22] Varshitsky V.M., Valiyev M.I., Kozyrev O.A. *Nauka i tekhnologii truboprovodnogo transporta nefi i nefteproduktov* – *Science and Technologies: Oil and Oil Products Pipeline Transportation*, 2013, no. 3, pp. 42–46.
- [23] Panasuk V.V., red. *Mekhanika razrusheniya i prochnost materialov: Spravochnoye posobiye. V 4 t. T. 2. Koeffitsiyenty intensivnosti napryazheniy dlya tel s treshchinami* [Fracture Mechanics and Strength of Materials: A Reference Guide. In 4 vols. Vol. 2. Stress intensity factors for bodies with cracks]. Kiev, Naukova lumka Publ., 1988, 620 p.
- [24] Makhutov N.A., Pokrovsky A.M., Dubovitsky E.I. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin* — *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2019, no. 1, pp. 44–52.

Pokrovsky A.M., Dr. Sc. (Eng.), Professor, Deputy Head of the Department of Applied Mechanics for Scientific Work, Bauman Moscow State Technical University.
e-mail: pokrovsky@bmstu.ru

Dubovitsky E.I., post-graduate student, Department of Applied Mechanics, Bauman Moscow State Technical University. e-mail: oakegor@yandex.ru