

УДК 539.42:621.86

DOI 10.18698/0536-1044-2017-7-10-19

Оценка трещиностойкости магистрального нефтепровода с учетом остаточных сварочных напряжений

А.М. Покровский¹, Е.И. Дубовицкий²

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1

² Российская самолетостроительная корпорация МиГ, 125284, Москва, Российская Федерация, 1-й Боткинский проезд, д. 7

An Analysis of Crack Resistance of a Main Pipeline Taking into Account Residual Welding Stresses

A.M. Pokrovskiy¹, E.I. Dubovitskiy²

¹ BMSTU, 105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1

² Russian Aircraft Corporation MiG, 125284, Moscow, Russian Federation, 1st Botkinskiy proyezd, Bldg. 7

@ e-mail: ampokr@mail.ru, oakegor@yandex.ru

i Разработаны методика и программные средства для оценки трещиностойкости магистрального нефтепровода в зоне стыкового сварного соединения при эксплуатации. Для вычисления остаточных сварочных напряжений применен авторский конечно-элементный программный комплекс, разработанный в среде Fortran Visual. В основу расчета сварочных напряжений положены задачи нелинейной нестационарной теплопроводности, моделирования фазовых и структурных превращений и термоупругопластичности. Для описания теплообмена использованы граничные условия третьего рода. Прогнозирование превращения аустенита в феррит и бейнит в неизотермических условиях проведено на основании теории изокINETических реакций. Моделирование формирования остаточных напряжений осуществлено посредством решения задачи термоупругопластичности для материала с нестационарной структурой. Показано, что наиболее опасными с точки зрения хрупкой прочности являются продольные краевые полуэллиптические трещины, расположенные на внутренней поверхности трубопровода вблизи сварного шва. В основу расчета трещиностойкости положен силовой критерий разрушения Ирвина. Вычисление максимального коэффициента интенсивности напряжений по фронту трещины в трубопроводе выполнено с помощью конечно-элементного комплекса ANSYS. Представлены результаты анализа трещиностойкости в виде зависимостей критической глубины трещины от соотношения полудлины трещины к ее глубине.

Ключевые слова: магистральный нефтепровод, остаточные сварочные напряжения, эксплуатационные напряжения, метод конечных элементов, критерий разрушения Ирвина, трещиностойкость, критическая глубина трещины

i This paper describes methods and software tools for evaluating crack resistance of a main pipeline in the zone of butt-welded joints when the pipeline is in operation. The author's finite-element software developed in Fortran Visual environment is used to calculate residual welding stresses. The calculations are based on the principles of nonlinear nonstationary heat transfer, modelling of phase and structural transformations, and thermo-elasto-plasticity. Boundary conditions of the third kind are used to describe the heat transfer. The transformation of austenite into ferrite and bainite under non-isothermal conditions is predicted using the theory of isokinetic reactions. Residual stresses are

modelled by solving the thermo-elasto-plasticity problem for a material with unsteady structure. It is shown that longitudinal semi-elliptic edge cracks located on the internal surface of the pipe near the weld are the most dangerous from the point of view of brittle strength. Irvine force criterion of fracture forms the basis of crack resistance calculations. The maximum stress intensity factor at the crack front in the pipeline is calculated using ANSYS finite-element software. The results of the crack resistance analysis are presented as dependencies of the critical depth of the crack on the ratio of the half the length to the depth.

Keywords: main pipeline, residual welding stresses, operating stresses, finite element method, Irvine fracture criterion, crack resistance, critical depth of the crack

Соединение магистральных нефтепроводов в единую нитку на трассе чаще всего выполняют ручной электродуговой сваркой встык отдельных труб. При этом выход из строя нефтепроводов происходит, как правило, вследствие разрушения именно в окрестности поперечного сварного шва. В связи с этим оценка трещиностойкости трубопровода в зоне стыкового соединения является чрезвычайно актуальной задачей.

Оценку трещиностойкости трубопровода в окрестности сварного шва можно проводить на основании силового критерия Ирвина [1] путем сравнения максимального расчетного значения коэффициента интенсивности напряжений (КИН) по фронту трещины от действия остаточных сварочных и эксплуатационных напряжений с критическим КИН. Важной проблемой при этом является вычисление остаточных сварочных напряжений.

Цель работы — разработка методики и программных средств для оценки трещиностойкости магистрального трубопровода в зоне сварного стыкового соединения.

Постановка задачи. В работе рассмотрены продольные краевые полуэллиптические трещины, расположенные в окрестности поперечного сварного шва на внутренней поверхности магистрального нефтепровода. Расчет КИН по фронту трещин выполнен в конечно-элементном комплексе ANSYS, чему предшествовало определение суммарных напряжений от эксплуатации и сварки. Причем если эксплуатационные напряжения от внутреннего давления в трубопроводе легко вычислить в ANSYS (для тонкостенных труб с большой степенью точности по простейшим котельным формулам [2]), то расчет остаточных сварочных напряжений связан с большими трудностями.

Решение задачи в первую очередь осложнено протеканием фазовых и структурных пре-

вращений (которые оказывают значительное влияние на теплофизические и механические характеристики стали) в широком температурном диапазоне (20...2 000 °С), характерном для сварки. Существующие решения задачи по определению сварочных напряжений в деталях с использованием стандартных конечно-элементных комплексов, например, ANSYS [3] и ABAQUS [4], не учитывают структурные превращения.

Наиболее адекватный расчет сварочных напряжений выполнен с помощью авторского конечно-элементного комплекса «Сварка» в работе [5]. Недостатком этого исследования являлось то, что моделирование структурообразования проводилось по термокинетическим диаграммам превращений переохлажденного аустенита, получаемым при постоянных скоростях охлаждения. Более адекватно описать кинетику структурных превращений можно по теории изокинетических реакций с использованием информации, снятой с изотермических диаграмм превращений переохлажденного аустенита [6]. В данной работе устранен отмеченный недостаток.

Анализ трещиностойкости, т. е. определение критических размеров трещины в трубе, также является непростой задачей, для решения которой потребовалось создать в среде ANSYS математическую модель трубы с трещиной и вычислить максимальный КИН по фронту трещины. В научных работах, посвященных оценке трещиностойкости деталей, как правило, решение задачи существенно упрощено благодаря использованию табличных формул для КИН, справедливых только для трещин в бесконечной среде [7].

Вычисление остаточных сварочных напряжений. Чтобы достоверно определить остаточные сварочные напряжения, необходимо решить задачу термоупругопластичности для ма-

териала с нестационарной структурой [8]. В качестве примера численной реализации проведен расчет остаточных сварочных напряжений при электродуговой сварке встык двух труб толщиной 10 мм и внутренним диаметром 700 мм, выполненных из стали 17Г1С. Ширина сварочной ванны принята равной 20 мм, толщина — толщине трубы, начальная температура — 2 000 °С (средняя температура нагрева при электродуговой сварке), а температура трубы вне зоны шва в начальный момент остывания — 20 °С.

В основу решения данной физически нелинейной задачи положен метод конечных элементов (МКЭ). Применен шаговый метод расчета, при котором на каждом шаге по времени последовательно решались три задачи: нелинейной нестационарной теплопроводности, моделирования фазово-структурного состава и вычисления напряжений.

Решение задачи нелинейной нестационарной теплопроводности проводили в двумерной осесимметричной постановке. Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов эта задача описывается дифференциальным уравнением [9]

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

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

Для описания условий теплообмена использовали граничные условия третьего рода [9]

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_n = h [T_c(\tau) - T_n(\tau)], \quad (2)$$

где n — нормаль к поверхности; h — суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; T_c и T_n — температура окружающей среды и поверхности; индекс «п» относится к значениям на поверхности.

Интегрирование уравнения (1) проводили при начальном условии

$$T(r, z, 0) = T_0, \quad (3)$$

где T_0 — начальная температура.

Начальный момент времени был принят соответствующим окончанию проварки шва. Рассматривали прямоугольную форму сварочной

ванны шириной, равной ширине шва, и толщиной, равной толщине трубы. В связи с тем, что для описания температурных полей в телах с прямоугольными границами удобнее использовать метод конечных разностей (МКР), обладающий лучшей сходимостью, чем МКЭ, краевую задачу (1)–(3) решали МКР. В расчете применяли метод суммарной аппроксимации, при котором на основании экономичной схемы расщепления вместо двумерного уравнения решали два одномерных уравнения методом прогонки. Подробно алгоритм расчета описан в работе [10].

Моделирование перехода жидкой фазы в твердую в процессе кристаллизации при сварке проводили с использованием диаграммы состояния сплавов железо–углерод [11]. Согласно этой диаграмме, при температуре выше температуры ликвидуса T_L сплав находится в жидком состоянии, при охлаждении до этой температуры появляются первые кристаллы, а при температуре солидуса T_S металл полностью переходит в твердую фазу — аустенит. Удельную долю твердой фазы V можно определить исходя из условий $V(T_L) = 0$, $V(T_S) = 1$ по формуле правила отрезков [11]:

$$V = \frac{T_L - T}{T_L - T_S}, \quad (4)$$

где T — текущая температура.

Сталь 17Г1С содержит 0,17 % углерода. Согласно диаграмме состояния [11], для сплава с таким же содержанием углерода $T_L = 1 530$ °С, а $T_S = 1 490$ °С.

Тепловыделения при кристаллизации сплава учитывали путем включения в уравнение теплопроводности мощности удельных источников энерговыделения. При решении задачи шаговым методом эту мощность на n -м шаге определяли по формуле

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

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

где $L_{кр}$ — удельная теплота кристаллизации сплава; ρ — плотность 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 (4), подставляя в нее температуру n -го и $(n-1)$ -го шага соответственно.

Значения удельной теплоты кристаллизации и превращения аустенита в феррит, бейнит и мартенсит были следующими [12]: $L_{кр} = 250$ кДж/кг; $L_{\phi} = 66,7$ 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.

Моделирование структурообразования в процессе сварки. Известно, что при температуре нагрева более 740...760 °С происходит аустенизация стали. При последующем охлаждении в зависимости от скорости охлаждения аустенит трубной стали 17Г1С может превращаться в феррит, бейнит или мартенсит. Сложные температурные режимы, реализуемые при сварке трубы, предъявляют особые требования к расчету структурного состояния. Считается, что наилучшее согласование с экспериментом достигается в случае прогнозирования структурных превращений при произвольном изменении температуры по теории изокинетических реакций [6].

В основу прогнозирования структурного состава была положена информация, снятая с изотермической диаграммы (ИТД) превращений переохлажденного аустенита. В расчете использовали ИТД стали 20Г [13], близкой по химическому составу (0,19 % углерода; 1,2 % марганца; 0,42 % кремния) к трубной стали 17Г1С (0,15...0,2 % углерода; 1,15...1,6 % марганца; 0,4...0,6 % кремния).

Для описания изотермического распада аустенита в феррит и бейнит применяли уравнение Колмогорова–Аврами–Мейла [6]

$$V_{\phi(6)}(\tau) = 1 - \exp(-K_{\phi(6)} \tau^{n_{\phi(6)}}), \quad (5)$$

где $V_{\phi(6)}$ — удельная доля феррита (бейнита); $K_{\phi(6)}$, $n_{\phi(6)}$ — зависящие от температуры эмпирические коэффициенты, определяемые по ИТД превращений переохлажденного аустенита, соответственно для ферритной и бейнитной областей.

Зная из ИТД стали для каждой температуры время начала $\tau_{\text{н}}^{\phi(6)}$ и конца $\tau_{\text{к}}^{\phi(6)}$ ферритного и бейнитного превращений, коэффициенты $n_{\phi(6)}$ и $K_{\phi(6)}$, зависящие от температуры T , можно определить по формулам [12]

$$n_{\phi(6)}(T) = \frac{2,66}{\lg(\tau_{\text{к}}^{\phi(6)} / \tau_{\text{н}}^{\phi(6)})};$$

$$K_{\phi(6)}(T) = 0,01005 / \tau_{\text{н}}^{n_{\phi(6)}}.$$

Согласно методу наименьших квадратов [14], изотермические диаграммы стали 20Г описывали следующими выражениями:

- для ферритной области при $580^\circ\text{C} \leq t \leq 790^\circ\text{C}$

$$\lg \tau_{\text{н}}^{\phi} = 4,38 \cdot 10^{-5} (T - 600)^{2,14} - 0,301;$$

$$\lg \tau_{\text{к}}^{\phi} = 2,18 \cdot 10^{-5} (T - 590)^{2,72} + 0,732;$$

- для бейнитной области при $420^\circ\text{C} \leq t \leq 570^\circ\text{C}$

$$\lg \tau_{\text{н}}^{\delta} = 3,07 \cdot 10^{-5} (T - 450)^{2,24} - 0,297;$$

$$\lg \tau_{\text{к}}^{\delta} = 5,98 \cdot 10^{-5} (T - 410)^{2,18} + 0,911.$$

Для перехода к неизотермической кинетике превращения использовали теорию изокинетических реакций [6], согласно которой удельную долю феррита (бейнита) на n -м шаге по времени определяют по уравнению (5) для времени $\tau_n + \Delta\tau_n$, где τ_n — время, необходимое для достижения накопленной к моменту τ_{n-1} степени превращения $V_{\phi(6)}^{n-1}$ при температуре T_n . Тогда объемная доля феррита (бейнита) на n -м шаге [7]

$$V_{\phi(6)}(\tau_n) = (1 - e^{-A}) V_a^{\phi},$$

где

$$A = -K_{\phi(6)}(T_n) \left[\left(-\frac{\ln(1 - V_{\phi(6)}^{n-1})}{K_{\phi(6)}(T_n)} \right)^{1/n_{\phi(6)}(T_n)} + \Delta\tau_n \right]^{n_{\phi(6)}(T_n)};$$

V_a^{ϕ} — удельная доля аустенита после прохождения ферритной зоны. Для ферритной области $V_a^{\phi} = 1$.

Мартенситное превращение относится к атермическим превращениям, степень распада которых определяется только температурой и не зависит от времени [15], поэтому в расчете удельной доли мартенсита использовали чисто температурную эмпирическую зависимость [8]. В процессе численного моделирования на каждом шаге по времени в каждом конечном элементе вычислялся вектор удельных долей аустенита, феррита, бейнита и мартенсита соответственно — $\{V\} = \{V_a, V_{\phi}, V_{\delta}, V_m\}$, который применялся для определения теплофизических и физико-механических характеристик на следующем шаге.

Расчет напряжений проводили путем решения задачи термоупругопластичности для материала с нестационарной структурой [8]. В основу решения положен шаговый метод дополнитель-

ных (начальных) деформаций. В этом случае приращение тензора полной деформации

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} \Delta \varepsilon_T, \quad (6)$$

где $\Delta \varepsilon_{ij}^e$ и $\Delta \varepsilon_{ij}^p$ — приращение упругой и пластической деформации соответственно; δ_{ij} — символ Кронекера; $\Delta \varepsilon_T$ — приращение свободной деформации, учитывающей температурные и структурные изменения объема.

Согласно методу дополнительных деформаций, решение задачи термоупругопластичности сведено к последовательному решению задачи термоупругости. При этом два последних слагаемых в уравнении (6) объединены в одно:

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

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

При определении приращений пластических деформаций принималось существование пластического потенциала, который для неизотермической теории течения в случае нестационарного структурного состава и использования критерия пластичности Хубера–Мизеса можно представить в виде [8]

$$F_p = (3/2 S_{ij} S_{ij})^{1/2} - f_T(q_p, T, \{V\}) = 0, \quad (7)$$

где S_{ij} — девиатор напряжений; q_p — параметр Удквиста при пластичности,

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

($d\bar{\varepsilon}_i^p$ — интенсивность приращений пластических деформаций).

Вводя для упрощения обобщенный параметр Q , характеризующий температурное и структурное состояние стали и учитывая, что уменьшаемое $(3/2 S_{ij} S_{ij})^{1/2}$ в формуле (7) представляет собой интенсивность напряжений σ_i , получим

$$\sigma_i = f_T(q_p, Q). \quad (8)$$

Выбор условия пластичности в виде соотношения (8) равносильно гипотезе о том, что при данных температуре и структуре интенсивность напряжений является функцией параметра Удквиста, не зависящей от типа напряженного состояния. Функцию f_T можно получить из мгновенных кривых растяжения, представив их в виде уравнения $\sigma = f_T(\varepsilon_p, Q)$, в котором учтено, что для одноосного растяжения $\sigma_i = \sigma$ и $q_p = \varepsilon_p$, где ε_p — накопленная пластическая деформация. Используя модель упругопластической среды со степенным

упрочнением для описания кривых растяжения отдельных фаз, мгновенную кривую растяжения гетерогенной структуры можно представить в виде

$$\text{при } \varepsilon \leq \varepsilon_T = (\sigma_{T,a} V_a + \sigma_{T,\phi} V_\phi + \sigma_{T,m} V_m) / E$$

$$\sigma = E\varepsilon;$$

$$\text{при } \varepsilon > \varepsilon_T$$

$$\sigma = \sigma_{T,a} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{T,a}} \right)^{m_a} V_a + \sigma_{T,\phi} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{T,\phi}} \right)^{m_\phi} V_\phi + \sigma_{T,m} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{T,m}} \right)^{m_m} V_m,$$

где σ — напряжение; E — модуль упругости; ε — деформация; $\sigma_{T,a}$, $\sigma_{T,\phi}$, $\sigma_{T,m}$ и m_a , m_ϕ , m_m — пределы текучести и показатели упрочнения, зависящие от температуры, для аустенита, феррито-карбида и мартенсита соответственно; $\varepsilon_{T,a} = \sigma_{T,a} / E$; $\varepsilon_{T,\phi} = \sigma_{T,\phi} / E$; $\varepsilon_{T,m} = \sigma_{T,m} / E$.

Приращения пластической деформации можно рассчитать, имея мгновенную кривую растяжения и приращение интенсивности напряжений $d\sigma_i$ для каждого конечного элемента на данном шаге по времени [8]:

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

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

Для описания расплавленной зоны, где металл находится еще в жидком состоянии, применяли так называемые фиктивные конечные элементы, имеющие бесконечно малую жесткость (модуль Юнга — 1 Па) и поэтому фактически не оказывающие никакого сопротивления деформированию. Коэффициент Пуассона в них задавался равным 0,499, как для практически несжимаемой жидкости. Использовать точное значение коэффициента Пуассона, равного 0,5 для абсолютно несжимаемого тела, не представлялось возможным вследствие возникающей в этом случае неопределенности матрицы упругих характеристик в МКЭ.

По описанной методике в среде Visual Fortran создана авторская программа для расчета температур, структур и напряжений при стыковой сварке труб. Все теплофизические коэффициенты и физико-механические характеристики приняты по работе [8].

Анализ трещиностойкости трубопровода. Расчеты показали, что наиболее опасными в зоне сварного стыкового соединения труб яв-

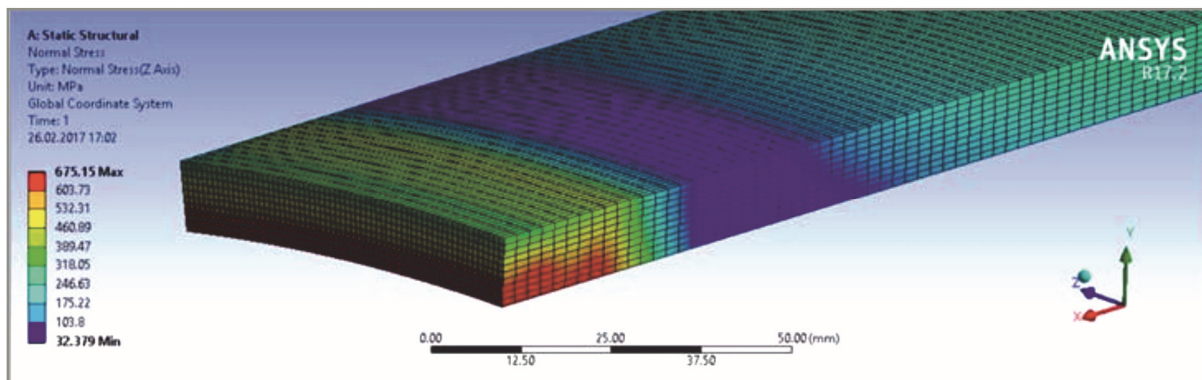


Рис. 1. Распределение суммарных сварочных и эксплуатационных окружных напряжений, МПа

ляются продольные трещины. Этот факт объясняется тем, что окружные (имеющие место в продольных сечениях трубы), как сварочные, так и эксплуатационные, напряжения от внутреннего давления больше осевых напряжений. На рис. 1 показано распределение суммарных сварочных и эксплуатационных окружных напряжений.

Эксплуатационные напряжения от внутреннего давления в трубе, равного 7,5 МПа, вычислялись в конечно-элементном комплексе ANSYS, при этом остаточные сварочные напряжения задавались как начальные. В силу симметрии задачи относительно плоскости, проходящей через середину сварного шва, рассматривалась только правая часть стыкового соединения длиной 350 мм. Причем численный расчет показал, что имеется возможность исследовать не всю трубу, а только сектор с центральным углом 10°. Как видно из рис. 1, максимальные напряжения, достигающие 675 МПа,

возникают вблизи сварного шва на внутренней поверхности трубы. В связи с этим в работе рассматривали продольные краевые полуэллиптические трещины, расположенные на внутренней поверхности трубопровода. Для оценки трещиностойкости трубопровода использовался силовой критерий Ирвина [1], согласно которому разрушение происходит, когда максимальное значение КИН по фронту трещины достигает критического значения K_{Ic} .

В основу расчета КИН по фронту трещины в трубе, проведенного в конечно-элементном комплексе ANSYS, был положен принцип суперпозиции. Согласно этому принципу, сначала определялись суммарные окружные напряжения, которые возникают в трубе без трещины в том месте продольного сечения, где на самом деле имеется трещина. Затем в трубу врезалась трещина и к ее берегам прикладывались найденные напряжения. Для создания математической модели сектора трубы с тре-

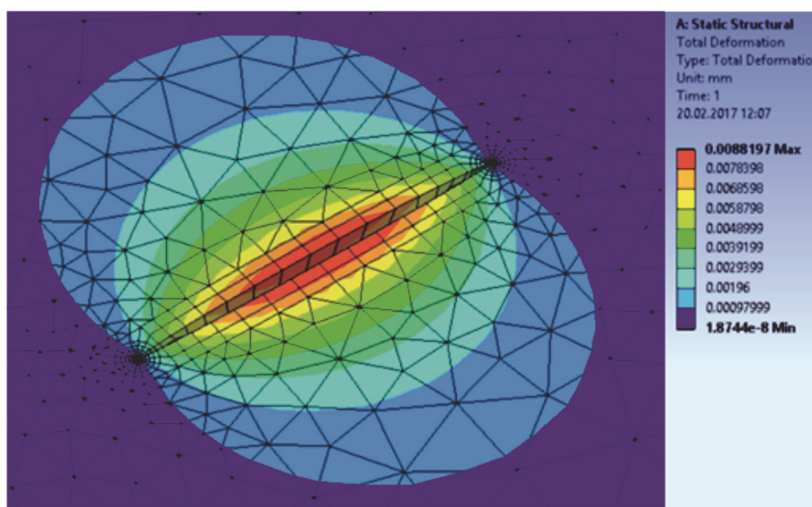


Рис. 2. Перемещения, мм, в зоне продольной краевой трещины

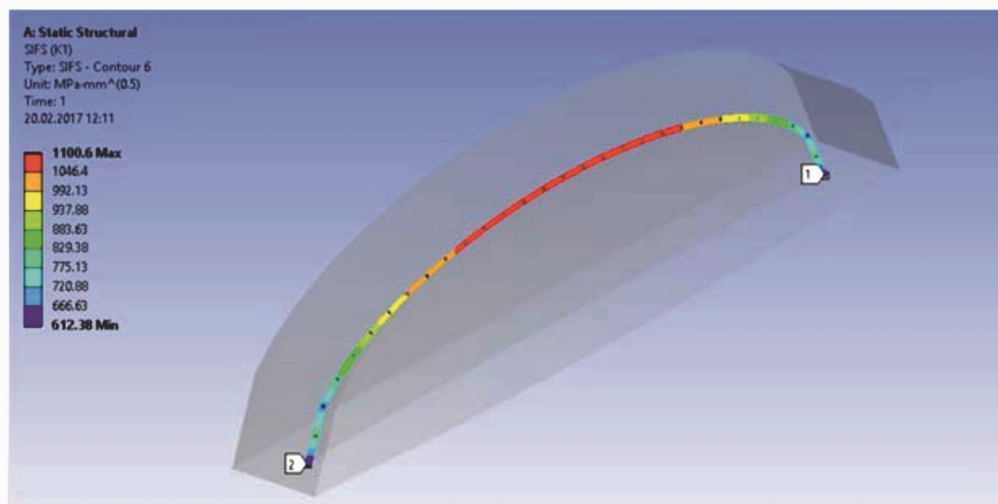


Рис. 3. Распределение КИН, $\text{МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$, по фронту трещины

щиной использовались 10-узловые тетраэдрические конечные элементы SOLID 187, а для описания особенности вдоль фронта трещины — специальные сингулярные 15-узловые призматические конечные элементы SOLID 186. Общее количество элементов составляло 16603. На рис. 2 показаны конечно-элементная сетка в зоне полуэллиптической продольной краевой трещины длиной 4 мм и глубиной 1 мм и даны значения нормальных к берегам трещины перемещений.

На рис. 3 приведены результаты расчета КИН по фронту такой трещины. Значения КИН, полученные в ANSYS, имели размерность $\text{МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$. При их переводе в общепринятые единицы КИН в наиболее заглубленной точке составил $34,8 \text{ МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$, а в точке, выходящей на поверхность, $19,4 \text{ МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$. Критическое значение КИН для трубных сталей $K_{Ic} =$

$= 50 \text{ МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$ [16], поэтому при таких размерах трещины разрушения не происходит.

Для оценки трещиностойкости трубопровода подбирались критические размеры трещины, при которых выполнялся критерий Ирвина, т. е. максимальный КИН по фронту трещины равнялся K_{Ic} . В качестве иллюстрации работы программных средств для оценки трещиностойкости магистрального нефтепровода в зоне сварного стыкового соединения на рис. 4 представлены значения критической глубины трещины в зависимости от расстояния ее центра до середины сварного шва и отношения полудлины к глубине трещины.

Как видно из рис. 4, увеличение длины трещины приводит к снижению ее критической глубины, причем с ростом отношения полудлины к глубине это влияние замедляется. При отношении 1,0 и 2,5 значения критической глубины различаются почти 2 раза, а отличие глубины при отношении 2,5 и 5,0 незначительно. Наихудший случай, когда центр трещины расположен на расстоянии приблизительно 7,5 мм до середины сварного шва.

Выводы

1. Наиболее опасными в зоне сварного стыкового соединения магистрального нефтепровода являются продольные краевые трещины, расположенные на внутренней поверхности трубопровода, в зоне действия максимальных окружающих остаточных сварочных напряжений.

2. Окружные остаточные сварочные напряжения превышают эксплуатационные напря-

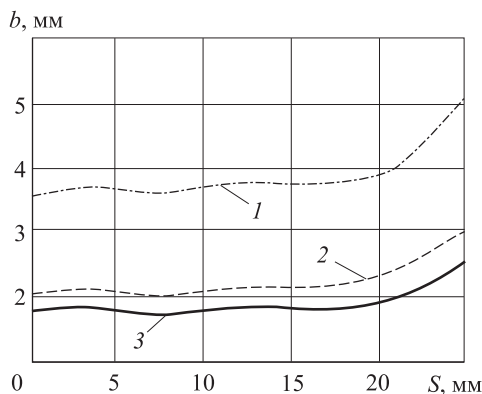


Рис. 4. Зависимость критической глубины b трещины от расстояния S до середины сварного шва при отношении полудлины трещины к глубине, равном 1,0 (1), 2,5 (2) и 5,0 (3)

жения от рабочего давления в трубопроводе, равного 7 МПа. На расстоянии примерно 130 мм от центра сварного шва влияние окружающих остаточных напряжений снижается.

3. Максимальный КИН по фронту продольной трещины в зоне стыкового соединения более чем в 2 раза превышает КИН в трещине, расположенной на удалении от сварного шва, что свидетельствует о необходимости учета остаточных сварочных напряжений при оценке трещиностойкости нефтепровода.

4. Критическая глубина краевой полуэллиптической трещины в зоне сварного стыкового соединения уменьшается по мере увеличения длины трещины. Причем начиная с десятикратного превышения длины над глубиной, это влияние прекращается. У наименее опасных полукруговых трещиноподобных дефектов, расположенных на удалении от сварного шва, максимальный КИН не достигает значения вязкости разрушения K_{Ic} даже при глубине трещины, близкой к толщине стенки нефтепровода.

Литература

- [1] Черепанов Г.П. *Механика разрушения*. Ижевск, Институт компьютерных исследований, 2012. 872 с.
- [2] Феодосьев В.И. *Сопротивление материалов*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2016. 544 с.
- [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 15X5M в процессе диффузионной сварки. *Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело»*, 2013, № 6, с. 344–355. URL: http://ogbus.ru/authors/MinkevichVA/MinkevichVA_1.pdf, doi: 10.17122/ogbus-2013-6-344-355 (дата обращения 15 марта 2017).
- [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*. Pt. I, II. Pergamon, 2002. 1200 p.
- [7] Макаров А.П., Шевченко А.Н., Павлов А.М. Определение критической длины трещин в металлоконструкциях карьерных экскаваторов. *Вестник ИргТУ*, 2015, № 12(107), с. 57–63.
- [8] Покровский А.М. *Термопрочность цельнокованых и бандажированных прокатных валков*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017. 272 с.
- [9] Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. *Тепломассообмен*. Москва, Изд. дом МЭИ, 2006. 550 с.
- [10] Покровский А.М., Авагимов С.С., Дубовицкий Е.И. Расчет эксплуатационных напряжений в магистральном нефтепроводе с учетом остаточных сварочных напряжений. *Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана*, 2016, № 9, с. 123–137. URL: <http://technomag.edu.ru/jour/article/view/1059/999>, doi:10.7463/0916.0846629 (дата обращения 15 марта 2017).
- [11] Банных О.А., Дриц М.Е., ред. *Диаграммы состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа*. Москва, Металлургия, 1986. 440 с.
- [12] Покровский А.М., Рыжиков А.В. Математическое моделирование температурного и фазово-структурного состояний при наплавке биметаллического прокатного валка. *Машиностроение и инженерное образование*, 2016, № 1, с. 60–69.
- [13] Попов А.А., Попова Л.Е. *Справочник термиста. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита*. Москва, Машгиз, 1961. 430 с.
- [14] Деммель Д. *Вычислительная линейная алгебра: теория и приложения*. Москва, Мир, 2001. 429 с.
- [15] Гуляев А.П., Гуляев А.А. *Металловедение*. Москва, ИД Альянс, 2011. 644 с.
- [16] Булатова А.З., Захаров М.Н., Морозов Е.М. Оценка опасности расслоений в металле конструкций на основе диаграммы трещиностойкости. *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*, 2010, № 3, с. 41–46.

References

- [1] Cherepanov G.P. *Mekhanika razrusheniia* [Fracture mechanics]. Izhevsk, Institut komp'iu-ternykh issledovaniy publ., 2012. 872 p.
- [2] Feodos'ev V.I. *Soprotivlenie materialov* [Mechanics of materials]. Moscow, Bauman Press, 2016. 544 p.
- [3] Moshchenko M.G., Rubtsov V.S., Korableva S.A. Termomekhanicheskii analiz protsessa mnogoprokhodnoi svarki soedineniia DU300 reaktora RBMK metodom konechnykh elementov [Thermomechanical analysis of multipass welding process for connection Du300 of RBMK reactor by method of final elements]. *Voprosy materialovedeniia* [Problems of materials science]. 2011, no. 4(68), pp. 105–115.
- [4] Minkevich V.A., Fairushin A.M., Cherniat'eva R.R., Karetnikov D.V. Issledovanie napriazhenno-deformirovannogo sostoianiia trubnogo uzla martensitnoi stali 15Kh5M v protsesse diffuzionnoi svarki [Investigation of the stress-strain state of martensitic steel 15Cr5Mo tube site in the process of diffusion welding]. *Elektronnyi nauchnyi zhurnal «Neftegazovoe delo»* [The electronic scientific journal «Oil and Gas Business»]. 2013, no. 6, pp. 344–355. Available at: http://ogbus.ru/authors/MinkevichVA/MinkevichVA_1.pdf, doi: 10.17122/ogbus-2013-6-344-355 (accessed 15 March 2017).
- [5] Kurkin A.S., Makarov E.L. Programmnyi kompleks «Svarka» – instrument dlia resheniia prakticheskikh zadach svarochnogo proizvodstva [Program complex «Welding» – help for practical tasks solving in welding engineering]. *Svarka i diagnostika* [Welding and Diagnostics]. 2010, no. 1, pp. 16–24.
- [6] Christian J.W. *The Theory of Transformations in Metals and Alloys*. Pt. I, II. Pergamon, 2002. 1200 p.
- [7] Makarov A.P., Shevchenko A.N., Pavlov A.M. Opredelenie kriticheskoi dliny treshchin v metallokonstruktsiakh kar'ernykh ekskavatorov [Crack critical length determination in mining shovel metal structures]. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University]. 2015, no. 12(107), pp. 57–63.
- [8] Pokrovskii A.M. *Termoprochnost' tsel'nokovanykh i bandazhirovannykh prokatnykh valkov* [Thermal resistance one-piece forged and bondarovna rolls]. Moscow, Bauman Press, 2017. 272 p.
- [9] Tsvetkov F.F., Grigor'ev B.A. *Teplomassoobmen* [Heat and mass transfer]. Moscow, MEI publ., 2006. 550 p.
- [10] Pokrovskii A.M., Avagimov S.S., Dubovitskii E.I. Raschet ekspluatatsionnykh napriazhenii v magistral'nom nefteprovode s uchetom ostatochnykh svarochnykh napriazhenii [The Calculation of Operating Stresses in the Main Oil Pipeline Taking into Account Residual Welding Stresses]. *Nauka i obrazovanie: nauchnoe izdanie MGTU im. N.E. Baumana* [Science and Education: Scientific Publication of BMSTU]. 2016, no. 9, pp. 123–137. Available at: <http://technomag.edu.ru/jour/article/view/1059/999>, doi: 10.7463/0916.0846629 (accessed 15 March 2017).
- [11] *Diagrammy sostoianiia dvoinykh i mnogokomponentnykh sistem na osnove zheleza* [State diagrams of double and multicomponent systems based on iron]. Ed. Bannykh O.A., Drits M.E. Moscow, Metallurgii publ., 1986. 440 p.
- [12] Pokrovskii A.M., Ryzhikov A.V. Matematicheskoe modelirovanie temperaturnogo i fazovostrukturnogo sostoianiia pri naplavke bimetallicheskogo prokatnogo valka [Mathematical simulation of the temperature and phase-structural states at surfacing the bimetallic mill roll]. *Mashinostroenie i inzhenernoe obrazovanie* [Mechanical engineering and engineering education]. 2016, no. 1, pp. 60–69.
- [13] Popov A.A., Popova L.E. *Spravochnik termista. Izotermicheskie i termokineticheskie diagrammy raspada pereokhlazhdennogo austenite* [Handbook of heat-treater. Isothermal and thermokinetic diagrams of the collapse of the supercooled austenite]. Moscow, Mashgiz publ., 1961. 430 p.
- [14] Demmel' D. *Vychislitel'naia lineinaia algebra: teoriia i prilozheniia* [Computational linear algebra: theory and applications]. Moscow, Mir publ., 2001. 429 p.
- [15] Guliaev, A.P., Guliaev, A.A. *Metallovedenie* [Metallography]. Moscow, ID Al'ians publ., 2011. 644 p.

- [16] Bulatova A.Z., Zakharov M.N., Morozov E.M. Otsenka opasnosti rassloenii v metalle konstruktsii na osnove diagrammy treshchinostoikosti [Assessment of the risk of segregation in metal structures on the basis of crack resistance diagram]. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov* [Industrial Laboratory]. 2010, no. 3, pp. 41–46.

Статья поступила в редакцию 03.04.2017

Информация об авторах

ПОКРОВСКИЙ Алексей Михайлович (Москва) — доктор технических наук, профессор кафедры «Прикладная механика». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: ampokr@mail.ru).

ДУБОВИЦКИЙ Егор Игоревич (Москва) — инженер-конструктор III категории. Российская самолетостроительная корпорация МиГ (125284, Москва, Российская Федерация, 1-й Боткинский проезд, д. 7, e-mail: oakegor@yandex.ru).

Information about the authors

POKROVSKIY Aleksey Mikhailovich (Moscow) — Doctor of Science (Eng.), Professor, Department of Applied Mechanics. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: ampokr@mail.ru).

DUBOVITSKIY Egor Igorevich (Moscow) — Design Engineer of 3rd Category. Russian Aircraft Corporation MiG (125284, Moscow, Russian Federation, 1st Botkinskiy proyezd, Bldg. 7, e-mail: oakegor@yandex.ru).



В Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана
вышло в свет 3-е издание учебника
под общей редакцией **А.Ю. Варакина**

«Теория и проектирование газотурбинных и комбинированных установок»

Рассмотрена термодинамическая эффективность газотурбинных и комбинированных установок. Изложены основы проектирования стационарных, транспортных газотурбинных и комбинированных установок, газотурбинных установок на нетрадиционных источниках энергии (солнечных, ветровых). Даны примеры проектирования основных элементов авиационных газотурбинных двигателей. Рассмотрены современные тенденции развития стационарных и транспортных газотурбинных установок и газотурбинных двигателей, сформулированы технико-экономические требования, необходимые при проектировании установок различных типов.

В третьем издании (1-е — 1977 г., второе — 2000 г.) значительно расширен раздел по парогазовым установкам и установкам с возобновляемыми источниками энергии, добавлен материал по теории и проектированию авиационных двигателей и их применению в энергетических и транспортных установках, а также использованию в газотурбинных установках вторичных энергоресурсов. Сокращен материал по комбинированным установкам с магнито-гидродинамическими генераторами и уменьшен объем материала по установкам периодического сгорания.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; www.baumanpress.ru