_ НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ____ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.4

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИКИ ПРОСТРАНСТВЕННОГО УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЕЙ

© 2020 г. Н. А. Махутов¹, И. В. Макаренко^{1,*}, Л. В. Макаренко¹

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия *e-mail: I.V.Makarenko@yandex.ru

> Поступила в редакцию 20.11.2018 г. После доработки 20.05.2019 г. Принята к публикации 29.05.2020 г.

Представлены результаты расчетно-экспериментальных и численных исследований относительных коэффициентов интенсивности деформаций для полуэллиптических поверхностных наклонных трещин в сварных соединениях аустенитных нержавеющих сталях типа 12Х18Н10Т с учетом перераспределения деформаций и исходных остаточных напряжений при нелинейных граничных условиях нагружения. Дано параметрическое уравнение определения относительных коэффициентов интенсивности деформаций для полуэллиптических поверхностных наклонных трещин. Новое параметрическое уравнение позволяет оценить сравнительную живучесть локальных зон деталей и конструкций по всему объему сварного соединения при упругопластическом статическом и малоцикловом нагружении.

Ключевые слова: локальные поля упругопластических деформаций, остаточные сварочные напряжения, относительный коэффициент интенсивности деформаций, разно-ориентированные поверхностные полуэллиптические трещины

DOI: 10.31857/S0235711920050089

Критерии нелинейной механики разрушения основываются на понятии инвариантности *J* – интеграла Эшелби–Черепанова–Райса не зависящего от контура инте-

грирования вокруг контура трещины. $J = \int_C \left(W n_l - n_i \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_l} \right) ds$, где: $n_l = \vec{e}_l \vec{n}$, $\vec{e}_l - equ$ ничный вектор, указывающий направление роста трещины, <math>W – удельная потенциальная энергия деформации, ds – элемент длины контура, n_i – нормаль к контуру интегрирования, u_j – перемещения, σ_{ij} – тензор напряжений. Он представляет собой скорость освобождения потенциальной энергии тела в процессе роста трещины. J – интеграл по сингулярной асимптотике решения линейной механики разрушения свя-

зан с коэффициентами интенсивности напряжений уравнением
$$J = -\frac{\partial W}{\partial t}$$

 $= \frac{\beta}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1 + v}{E} K_{III}^2$, где $\beta = 1$ для плоского напряженного состояния; $\beta = 1 - v^2$ для плоского деформированного состояния; W – потенциальная энергия деформирования.

При сложном упругом номинальном нагружении, согласно [1] эквивалентный коэффициент интенсивности напряжений K_a вычисляется как функция трех моделей

Таблица 1

Зона сварного соединения	σ _{<i>T</i>} , Мпа, предел текучести	σ _{<i>b</i>} , Мпа, предел прочности	$\Psi_k, \%,$ относительное сужение
Основной металл	280	578	65
Зона термического влияния	310	600	59
Сварной шов	420	741	52

разрушения по уравнению $K_q = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{E^*}{2G}K_{III}^2}$, где $E^* = E$ для плоского напря-

женного состояния и $E^* = E/(1 - v^2)$ для плоского деформированного состояния.

В самом общем случае упругопластического нагружения тела с трещиной для компонент тензора относительных деформаций, в окрестности контура поверхностной полуэллиптической произвольно ориентированной в объеме материала трещины, с учетом работ [2–30], расчетно-экспериментальных и численных решений с использованием программного интерфейса, справедливо асимптотическое уравнение $\bar{e}_{ij}(r, \vartheta) =$

= $(2\pi r)^{0.5f_{ij}} \sum_{\alpha} \bar{K}_{e\alpha}^{f_{ij}} f_{ij}^{\alpha}(\vartheta) + ...,$ где \bar{K}_{eI} , \bar{K}_{eII} , \bar{K}_{eIII} – относительные коэффициенты интенсивности деформаций и функция f_{ij} , зависящие от приложенной к телу упругопластической нагрузки, геометрии трещины и тела и механических свойств материала; $\bar{e}_{ij}(r, \vartheta)$ – тензор локальных относительных упругопластических деформаций в окрестности контура дефекта; $\alpha = I$, II, III – модели нагружения; $i, j = 1, 2, 3; f_{ij}$ – параметры деформационных критериев разрушения [2, 3].

Очевидно, что деформационный критерий нелинейной механики разрушения для трещины смешанного типа представляется уравнением $F(\bar{K}_{eI}, \bar{K}_{eII}, \bar{K}_{eII}, \bar{K}_{eIC}, \bar{K}_{eIIC}, \bar{K}_{eIIC}) = 0$, где $\bar{K}_{e\alpha C}$ – критическое значение относительного коэффициента интенсивности деформаций для соответствующей модели разрушения при $\alpha = I$, II, III.

В настоящей статье рассматриваются дефекты типа поверхностных разноориентированных полуэллиптических трещин в сварном соединении аустенитной нержавеющей стали типа 12X18H10T. Даны параметрические уравнения нелинейной механики разрушения с учетом кинетики остаточных напряжений, пространственной механической неоднородности и эффекта перераспределения деформаций в соединении при одноразовом нагружении.

На основании расчетно-экспериментальных данных [5–7] рассматривается цилиндрический образец, вырезанный из пластины сварного соединения с нанесенными поверхностными полуэллиптическими наклонными трещинами, схема которого представлена на рис. 1.

В табл. 1 приведены интегральные значения механических свойств металла сварного соединения стали 12X18H10T.

При приложении к образцу внешней растягивающей нагрузки с напряжениями $\overline{\sigma}_n$, создающими упругопластические деформации, кинетическое уравнение относительных остаточных напряжений $\overline{\sigma}_{ox}$ на линии сплавления (области сплавления) и в перпендикулярном направлении от сварного шва зависимость $\overline{\sigma}_{ox} = f_1(x/\ell, \overline{\sigma}_n)$ выражается с достоверной точностью [5] уравнением $\overline{\sigma}_{ox} = [1 - (\overline{x})^2][\alpha_1 - \alpha_2 \overline{\sigma}_{ni}] = f_1$, где: $\alpha_1 = 0.79$, $\alpha_2 = 0.62$; $\overline{x} = x/\ell$ – относительная координата по оси с началом на линии сплавления и направлении перпендикулярном сварному шву по поверхности образца; ℓ – полуширина области растягивающих остаточных напряжений. Для металла свар-



Рис. 1. (а) – схема трубчатого образца из сварного соединения стали 12X18H10T; (б) – развертка его рабочей поверхности; (в) – изометрическая форма расчетной модели поверхностей разно-ориентированных полуэллиптических трещин (*A* – расчетная поверхность трещины; *B* – контур реальной поверхности трещины; *C* – точки реальной поверхности трещины); β^{*} – угол наклона расчетной плоскости трещины к оси *OX*; γ^{*} – угол наклона расчетной плоскости трещины к оси *OZ*.

ного шва согласно [5] – уравнением $\overline{\sigma}_{ox} = \alpha_3 - \alpha_4 (\overline{\sigma}_{ni})^2 = f_2$, где: $\alpha_3 = 0.70$; $\alpha_4 = 0.75$; $\overline{\sigma}_{ox} = \sigma_{ox}/\sigma_{Ti} = f_2 (x/\ell, \overline{\sigma}_{ni})$; σ_{Ti} – локальный предел текучести соответствующей зоны соединения; $\overline{\sigma}_{ni} = \sigma_n/\sigma_{Ti}$ номинальное относительное напряжение.

Исследование распределения относительных упругопластических деформаций при статическом растяжении сварного соединения показало, что при увеличении σ_n до 394 МПа ($\overline{\sigma}_n = \sigma_n / \sigma_T$), большие деформации накапливаются в менее прочном основном металле (без учета остаточных напряжений). Это объясняется более высокими уровнями деформаций в нем при одинаковых напряжениях во всех зонах сварного соединения. Сопротивление разрушению соединения в целом оценивается с учетом перераспределения деформаций и изменения диаграмм деформирования основного металла, металла шва и зон термического влияния с учетом начальных полей остаточных напряжений и их кинетики. При этом наблюдается существенное перераспределение деформаций в сварном соединении именно за счет больших значений остаточных напряжений.



Рис. 2. Расчетные диаграммы деформирования сварного соединения стали 12X18H10T и его зон: *1* – OM – без учета эффекта перераспределения деформаций и наличия исходных остаточных напряжений; *2* – 3TB и *3* – СШ с учетом эффекта перераспределения деформаций и кинетики исходных остаточных напряжений.

Перераспределение упругопластических деформаций в зонах шва [2, 3] оценивается с использованием коэффициентов контактного упрочнения, характеризующих повышение сопротивления упругопластическим деформациям зон с пониженным пределом текучести за счет возникающей объемности напряженно-деформированного состояния (НДС).

Для учета влияния кинетики σ_{ox} на напряженно-деформируемое состояние (НДС) нагружаемого сварного соединения вводится поправка на напряжение в соответствующих параметрических уравнениях для описания распределения упругопластических деформаций в *i*-й зоне [2, 3, 5] в виде функции (1)

$$\sigma_{ni} = \sigma_n + \sigma_{oxi} = \sigma_n + f_i(x, \sigma_n), \tag{1}$$

где σ_n – напряжения от внешней нагрузки; $\sigma_{ox} = f_i(X, \sigma_n)$ – функция остаточных сварочных напряжений.

Упругопластические деформации на локальном участке при линейной аппроксимации диаграммы деформирования ($\sigma_x > \sigma_T$) для уровня номинальных напряжений σ_{ni} будут распределены согласно [3] по зависимости (2)

$$e_{x} = \frac{\sigma_{ni}}{G_{Ti}} - \sigma_{Ti}^{(0)} \left(\frac{1}{G_{Ti}} - \frac{1}{E_{i}}\right) \left\{ 1 + \left[\left(\frac{\pi}{4} + \frac{(1+2\chi)\alpha_{\chi}}{3\sqrt{3x_{i}}(1+\gamma)}\right) - 1 \right] \left(1 - \frac{G_{Ti}}{E_{i}}\right) \frac{G_{Ti-1}}{E_{i-1}} \right\},\tag{2}$$

где $\sigma_x = \sigma_{ni}$ – номинальное приложенное напряжение с учетом начальных остаточных напряжений от сварки или без них [5]; E_i , G_{Ti} , $\sigma_{Ti}^{(0)}$ – соответственно осредненный модуль упругости, линейный модуль упрочнения и предел текучести по объему поперечной прослойки толщиной Δx ; \bar{x}_i – отношение ширины рассматриваемой зоны к толщине оболочки; $\chi = (D/d + 1)/2$.

Введя в расчетную формулу (2) величину остаточного сварочного напряжения σ_{ox} , получим реальные расчетные кривые диаграмм для зон сварного соединения в виде уравнения (1).

На рис. 2 представлены расчетные кривые диаграмм упруго-пластического деформирования сварного соединения и его отдельных зон с учетом эффекта перераспределения упругопластических деформаций при наличии твердой прослойки с наложением исходных полей остаточных сварочных напряжений.

Для определения локальных механических свойств, в сварном соединении, используется математическая модель работы [6]. Функциональное распределение относительных напряжений течения по объему сварного шва и зоны сплавления. Для сталей аустенитного нержавеющего класса представляется уравнением вида

$$\overline{\sigma}_T = [A_1(y/t)^2 + A_2](x/t)^2 + A_3(y/t)^2 + A_4.$$
(3)

Для металла шва (СШ), включая линию сплавления (ЛС) и зону термического влияния (ЗТВ) относительное сужение представлено уравнением

$$\overline{\Psi}_k = A_0 [C_1 + C_2 (y/t)^{0.3} + [C_3 + C_4 ((y/t) - \eta_{\Psi})^2] (x/t)^2],$$

где: $\bar{\psi}_k = \psi_k / \psi_{k0}$, ψ_k и ψ_{k0} – соответственно значение относительного сужения при разрушении в соответствующей точке массива шва (включая зону сплавления) и основного металла. Для сварных соединений исследуемых сталей константы $\eta_{\psi} = 0.55$ и $A_0 = 1$.

Пространственное распределение предела прочности для металла сварного соединения при $x \ge 0$ и $y \ge 0$ задано уравнением

$$\overline{\sigma}_b = B_0 [D_1 + D_2 ((y/t) - 0.5)^2 + D_3 ((y/t) - \eta_b)^2 (x/t)^2],$$

где: $\overline{\sigma}_b = \sigma_b/\sigma_{b0}$, σ_b и σ_{b0} соответственно предел прочности для металла в произвольной точке массива и для основного металла. Величины коэффициентов A_i , C_i , D_i , где i = 1, 2, 3, 4, регламентируются в работе [6]. Согласно [2, 3] сопротивление разрыву S_k в точке объема сварного соединения можно определять как функцию координат x/t, y/t зависимостью $S_k/(\overline{\sigma}_b\sigma_{b0}) = 1 + 1.4\overline{\psi}_k\psi_{k0}$, а продольные логарифмические деформации разрушения по всему массиву соединения уравнением $e_c = \ln(1/(1 - \overline{\psi}_k\psi_{k0}))$. Тогда в соответствии с [3, 6] при степенной аппроксимации диаграммы деформирования характеристика упрочнения материала в упругопластической области нагружения в произвольной точке объема сварного соединения выражается уравнением

$$m_i = 0.75(\lg(S_k/\overline{\sigma}_T\sigma_{T0}))/\lg(1/e_{Ti}\ln(1/1-\overline{\psi}_k\psi_{k0})),$$
 где $e_{Ti} = \sigma_{Ti}/E.$

Обычно, инициирование разрушения происходит от дефектов типа трещин. Для анализа живучести сварного соединения, численными методами, на базе программного комплекса ANSYS (8), проведен расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) по контуру поверхностных полуэллиптических трещин с углом наклона $\beta = \pi/2$, как самых опасных при рассматриваемом упругопластическом одноразовом нагружении.

Исследовалось (НДС) при упругопластическом нагружении по контуру наклонных поверхностных полуэллиптических трещин с полуосями b/a = 2/3, относительной глубиной b/t = 0.1 и углами наклона $\beta = \pi/2$, $\gamma = 0$ в оболочке трубчатого сварного образца толщиной t = 10 мм (рис. 1). При этом использовались расчетно-экспериментальные диаграммы упругопластического деформирования, представленные на рис. 2.

Рассматривались трещины в основном металле (OM) без учета влияния анизотропии свойств и остаточных напряжений, а также трещины в металле сварного шва (СШ) и в объеме зоны термического влияния (ЗТВ) с учетом перераспределения деформаций и изменения исходных остаточных напряжений.

Конечно-элементная, расчетная модель исследуемых трещин представлена на рис. 3.

Массив модели состоит из двадцати узловых изопараметрических элементов типа SOLID95, SOLID236 наклонной трещины.

При внешней нагрузке растяжения образца до 394 МПа предел текучести сварного шва составлял $\sigma_T = 79.9$ МПа, а для зоны термического влияния $\sigma_T = 141$ МПа. В результате в СШ, при незначительных нагрузках в ОМ, появлялись заметные пластические деформации, несмотря на его предел текучести в исходном состоянии 420 МПа.



Рис. 3. Схема конечно-элементной модели поверхностной полуэллиптической трещины.



Рис. 4. Распределение \overline{e}_i по узлам конечных элементов (рис. 3) при $\overline{\sigma}_n = 1.4$ и $\varphi = \pi/2$, (×75).

На рис. 4 дано распределение интенсивности относительных упругопластических деформаций в самой глубокой точке контура поверхностной полуэллиптической трещины СШ по узлам конечно-элементной модели при эллиптическом угле $\phi = \pi/2$ в перпендикулярном направлении к ее плоскости при $\sigma_n = 394$ МПа.

Расчетно-экспериментальные и численные расчеты исследования показали закономерности совместного влияния анизотропии механических свойств и кинетики исходных остаточных напряжений на напряженно-деформированное состояние при упругопластическом нагружении вблизи контура разно-ориентированных полуэллиптических трещин с учетом их формоизменения. Как следует из работы [3], коэффициент Пуассона в соответствующей зоне сварного соединения необходимо рассчитывать по уравнению $\mu_{ni} = 0.5 - \{0.2[1 + \overline{G}_{Ti}(\overline{e}_{ni} - 1)]/\overline{e}_{ni}\}.$

Численными методами расчета, с помощью программного комплекса [8], были получены поля локальных упругопластических деформаций по контуру исследуемых трещин.

На основе деформационных критериев разрушения [2, 3] и с учетом работ [5–7] расчет относительных коэффициентов интенсивности деформаций проводился по уравнению (4)

$$\bar{K}_{ie}^{*(k)} = \frac{(2\pi r^{*})^{p_{ire}^{(k)}} [\bar{\sigma}_{ni} + f_{i}(X, \bar{\sigma}_{ni})]^{\overline{m_{i}^{(k)}(1+m_{i}^{(k)})}}}{\bar{e}_{ni}[f(r^{*}/l_{ij}^{*})]^{p_{ike}^{(k)}}} \bar{e}_{i}^{*} \sin^{2}\beta^{*}.$$
(4)

При этом, относительный эквивалентный коэффициент интенсивности деформаций $\overline{K}_{qe} = \overline{K}_{ie}^*$, рассчитывался от интенсивности относительных упругопластических деформаций $\overline{e}_i^* = \overline{e}_i$. А относительный коэффициент интенсивности деформаций для І-модели разрушения $\overline{K}_{1e} = \overline{K}_{ie}^*$, рассчитывался от относительных упругопластических деформаций $\overline{e}_i^* = \overline{e}_x$, направленных вдоль оси *OX*. $\overline{\sigma}_{ni}$, \overline{e}_{ni} – соответственно относительные номинальное напряжение и упругопластическая деформация в точке сварного соединения. $f_i = \overline{\sigma}_{ox}(X, \overline{\sigma}_{ni})$ – функция кинетики остаточных сварочных напряжений (i = 1, 2), согласно выше приведенным уравнениям, при однократном нагружении в соответствующей точке соединения. $m_i^{(k)}$ – показатель упрочнения локального объема сварного соединения в k полуцикле нагружения. Параметр $P_{ire}^{(k)}$ определяется уравнением $P_{ire}^{(k)} = 0.5P_{ike}^{(k)} = \{2 - 0.5[1 - m_i^{(k)}](1 - \overline{\sigma}_{ni})\}/[1 + m_i^{(k)}]$. Остальные параметры даны в работе [3].

На рис. 5 приведены результаты расчетных \overline{K}_{qe} и \overline{K}_{1e} по контуру исследуемых трещин. Приоритетная опасность наличия исходных исследуемых дефектов наблюдается



Рис. 5. Распределение относительного эквивалентного коэффициента интенсивности деформаций \vec{K}_{qe} – (а) и относительного коэффициента интенсивности деформаций \vec{K}_{1e} для І-модели разрушения – (б), по контуру полуэллиптических поверхностных трещин с $\beta = \pi/2$ и $\gamma = 0$, в соответствующих зонах сварного соединения стали 12Х18Н10Т (СШ, ЗТВ и ОМ).

в сварном шве, в результате наибольших \overline{K}_{ie}^* , в силу влияния анизотропии свойств и изменения исходных остаточных напряжений в нулевом полуцикле упругопластического нагружения.

Согласно деформационным критериям статического разрушения, размер растущих трещин определяется уравнением (5)

$$\bar{K}_{ie}^* \le \bar{K}_{iec},\tag{5}$$

где \bar{K}_{iec} — относительный критический коэффициент интенсивности деформаций для соответствующей зоны сварного соединения.

С учетом рис. 5 наиболее интенсивным должно быть подрастание трещин при $\phi = 0$ как в основном металле, так и металле шва, однако, при увеличении ϕ растет объемность напряженного состояния [2, 3] по контуру сечения, снижая величину \overline{K}_{iec} . Эти обстоятельства влияют на изменение фронта трещины, что соответствует результатам эксперимента.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 18-08-00572-а).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. *Sih G.C., Macdonald B.* Fracture mechanics applied to engineering problems strain energy density fracture criterion. Engng Fract Mech. 1974. № 6 (2). P. 361.
- Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. 273 с.
- 3. *Махутов Н.А*. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. В двух частях. Новосибирск: Наука, 2005. 1110 с.
- 4. *Makhutov N.A., Makarenko I.V., Makarenko L.V.* Calculation and experimental analysis of the stress-strain state for in clined semi-elliptical surface cracks // Inorganic Materials. 2017. V. 53. № 15. P. 1502.
- 5. *Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В.* Кинетика полей остаточных напряжений в неоднородных аустенитных сталях при упругопластическом деформировании // Заводская лаборатория. 1999. Т. 65. № 4. С. 40.
- 6. *Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В.* Исследование пространственной механической неоднородности сварных соединений аустенитных нержавеющих сталей // Заводская лаборатория. 2004. Т. 70. № 2. С. 39.
- 7. *Махутов Н.А., Макаренко И.В., Макаренко Л.В.* Влияние анизотропии физико-механических свойств на кинетику трещин в аустенитных сталях // Проблемы прочности. 2004. № 1. С. 113.
- 8. ANSYS, 2010. Structural Analysis Guide. 660578.
- 9. *Hayashi K., Abe H.* Stress intensity factors for a semi-elliptical crack in the surface of a semi-infinite solid // Int. I. Fract. 1980. V. 16. № 3. P. 275.
- 10. *Makhutov N.A., Makarenko I.V., Makarenko L.V.* Studies on the fracture mechanism and kinetics of randomly oriented surface semielliptic cracks at the multiaxial stress-strain state with deformation criteria of nonlinear fracture mechanics // Strength of Materials. 2013. V. 45. № 4. P. 454.
- 11. Beghini M., Bertini L., Gentili A. An explicit weight function for semi-elliptical surface cracks // ASME J Press Vessel Technol. 1997. № 119–216. P. 23.
- 12. Predan J., Mocilnic V., Gubeljak N. Stress intensity factors for circumferential semi-elliptical surface cracks in a hollow cylinder subjected to pure torsion // Eng. Fract. Mech. 2013. № 105. P. 152.
- 13. Tada H., Paris C.P., Irwin GR. The stress analysis of cracks handbook. 3rd ed. ASME Press, 2000.

- Oh C.Y., Kim Y.J., Oh Y.J., Kim J.S., Song T.K., Kim Y.B. Evaluation of stress intensity factors due to welding residual stresses for circumferential cracked Pipes // Int. J Press Vessel Pip. 2013. № 105-106. P. 36.
- 15. Zareei A., Nabavi S.M. Calculation of stress intensity factors for circumferential semielliptical cracks with high aspect ratio in pipes // International J. of Pressure Vessels and Piping. 2016. № 146. P. 32.
- Li C.-Q., Fu G.Y., Yang W. Stress intensity factors for inclined externalsurface cracks in pressurized pipes // Engng. Fract. Mech. 2016. V. 165. P. 72.
- 17. Fu G.Y., Yang W., Li C.-Q. Stress intensity factors for mixed Mode fracture induced by inclined cracks in pipes under axial tension and bending // Theor. Appl. Fract. Mech. 2017. V. 89. P. 100.
- Chandra D., Putra I.S., Ariffin A.K., Mardi N.A., Nukman Y., Purbolaksono J. Fatigue growth analysis of a surface crack in a solid cylinder under combined cyclic axial-torsion loading // Exp. Tech. 2016. V. 40. P. 1397.
- 19. Fu G., Yang W., Li C.-Q. Stress intensity factors for mixed mode fracture induced by inclined cracks in pipes under axial tension and bending // Theor. Appl. Fract. Mech. 2017. V. 89. P. 100.
- 20. Bin Qianga, Yadong Lia, Changrong Yao, Xin Wang. Through-thickness welding residual stress and its effect on stress intensity factors for semi-elliptical surface cracks in a butt-welded steel plate // Eng. Fract. Mech. 2018. V. 193. P. 17.
- Miao X.T., Zhou C.Y., Li J., He X.H. Studies of elastic and elastic plastic J-integral for mixed mode cracked plate under biaxial loading. Fatigue // Fract. Eng. Mater. Struct. 2016. V. 39. P. 536.
- Aliha M.R.M., Gharehbaghi H. The effect of combined mechanical load welding residual stress on mixed mode fracture parameters of *a* thin aluminum cracked cylinder // Eng. Fract. Mech. 2017. V. 180. P. 213.
- Koshima T., Okada H. Three-dimensional J-integral evaluation for finite strain elastic plastic solid using the quadratic tetrahedral finite element and automatic meshing methodology // Eng. Fract. Mech. 2015. V. 135. P. 34.
- Ferro P., Berto F., James N.M. Asymptotic residual stress distribution induced by multipass welding processes // Int J Fatigue. 2017. V. 101. P. 421.
- 25. Judt P.O., Ricoeur A., Linek G. Crack path prediction in rolled aluminium plates with fracture toughness orthotropy and experimental validation // Eng. Fract. Mech. 2015. V. 138. P. 33.
- 26. *Lach R., Grellmann W.* Mixed mode fracture mechanics behavior of PMMA // Macromol Symp. 2017. V. 373. № 1. P. 1.
- 27. *Zhao J., Zhang X.* The asymptotic study of fatigue crack growth based on damage mechanics // Engn. Fracture Mechanics. 1995. V. 50. № 1. P. 131.
- Wang Y.J., Ru C.Q. Determination of two key parameters of a cohesive zone model for pipeline steels based on uniaxial stress-strain curve // Eng. Fract. Mech. 2016. V. 163. P. 55.
- 29. Zhao G.H., Zhao L., Zhang Y.X. et al. Finite element analysis of dynamic fracture behaviour of drill pipe under various impact loads // Mechanika. 2018. V. 24. P. 404.
- Chen X., Deng X., Sutton M.A. et al. An inverse analysis of cohesive zone model parameter values for ductile crack growth simulations // Int. J. Mech. Sci. 2014. V. 79. P. 206.