

1. Для зубчатой передачи определенных размеров, принятых на основании компоновки узла, требуется подобрать термическую или химико-термическую обработку и материал зубчатых колес.

Для решения данной задачи, зная передаваемую нагрузку, например, вращающий момент на колесе 2 по методике, изложенной в работе [5], следует определить расчетные контактные напряжения σ_H в полюсе зацепления зубчатой передачи. Приравняв $\sigma_H = [\sigma_H]$ и рассчитав по формуле (15) коэффициент долговечности Z_N , определяют σ_{Hlim} :

$$\sigma_{Hlim} = \frac{\sigma_H S_H}{Z_N}$$

Полученное число дает основание по одному из эмпирических соотношений (см. работу [5]) подобрать соответствующий вид термообработки и материал.

2. Для зубчатой передачи с определенными геометрическими параметрами и заданной нагрузкой определить срок службы (ресурс работы) L_h .

При известном вращающем моменте T_2 на колесе 2 определяют расчетные контактные напряжения σ_H , а затем коэффициент долговечности Z_N :

$$Z_N = \frac{\sigma_H S_H}{\sigma_{Hlim}}$$

Из формулы (15) эквивалентное число циклов нагружения N_{HE} :

$$N_{HE} = \frac{N_{Hlim}}{Z_N^6}$$

или

$$N_{HE} = \frac{N_{Hlim}}{(\sigma_H S_H / \sigma_{Hlim})^6}$$

С учетом формулы (11) окончательно срок службы передачи L_h (ч):

$$L_h = \frac{N_{Hlim}}{60 \sigma_{\mu_H} (\sigma_H S_H / \sigma_{Hlim})^6}$$

3. Для передачи с известными параметрами определить передаваемую мощность.

Зная геометрические размеры зубчатых колес, передаточное число и вид термообработки, определяют допускаемые контактные напряжения $[\sigma_H]$. Затем из равенства $\sigma_H = [\sigma_H]$, определяют вращающий момент на колесе T_2 данной передачи. Тогда возможное значение передаваемой колесом мощности P_2 (кВт):

$$P_2 = \frac{T_2 n_2}{9550}$$

где T_2 – в Н.м; n_2 – в мин⁻¹.

Если определяющей является сопротивление усталости при изгибе, то аналогичные выкладки можно получить, приравняв $\sigma_F = [\sigma_F]$ и принять во внимание коэффициент долговечности Y_N .

Заключение. Рассмотрены особенности проектирования зубчатых передач при постоянном и переменном режимах нагрузки. Предложен ряд направлений научно-исследовательской работы студентов при расчете зубчатых передач в процессе курсового проектирования деталей машин.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Иванов, М.Н. Детали машин: учебник для вузов / Под ред. В.А. Финогенова. – 6-е изд. – М.: Высш. шк., 1998. – 383 с.
2. Детали машин: учебник для вузов / Л.А. Андриенко, Б.А. Байков, М.Н. Захаров [и др.]; под ред. О.А. Ряховского. – 4-е изд. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2014. – 465 с.
3. Леликов, О.П. Основы расчета и проектирования деталей и узлов машин: конспект лекций по курсу «Детали машин». – 3-е изд. – М.: Машиностроение, 2007. – 464 с.
4. Балдин, В.А. Детали машин и основы конструирования: Передачи: учеб. пособие / В.А. Балдин, В.В. Галевко. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2006. – 332 с.
5. Санюкевич, Ф.М. Детали машин: методическое пособие. – Брест: БрГТУ, 2008. – 120 с.

Материал поступил в редакцию 04.01.2017

SANYUKEVICH F.M., MONTIK S.V. Course design of tooth gears

The article describes the designing technique of tooth gears under permanent and varying load conditions. It also supplies a number of tasks that can be used for student' research work in course design of machine parts.

УДК 539.21

Влашевич В.В., Остриков О.М.

МЕТОД ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКОГО РАСЧЕТА ПОЛЕЙ НАПРЯЖЕНИЙ В СИСТЕМЕ «МЕХАНИЧЕСКИЙ КЛИНОВИДНЫЙ НАНОДВОЙНИК – ТРЕЩИНА» ПРИ ПОПЕРЕЧНОМ СДВИГЕ

Введение. Проблемы прочности и разрушения твердых тел в настоящее время представляется важной задачей, и интерес к этим проблемам не ослабевает ввиду огромного прикладного значения [1]. Под разрушением понимается мезоскопическое нарушение сплошности тела в результате воздействия на него деформирующих нагрузок. Одной из наиболее важных проблем является дислокационное формирование микротрещины, способной в определенных условиях приводить к разрушению целостности металла [2].

Таким образом, большой интерес вызывает оценка прочности, а так же анализ напряженно-деформированного состояния в системе «скольжение – поврежденность». Поэтому представляет интерес

моделирование условий, при которых реализуется зарождение трещины вблизи механического клиновидного нанодвойника.

Целью данной работы является методика расчета полей напряжений в системе «механический клиновидный нанодвойник – трещина».

Постановка задачи. Рассмотрим схематическое изображение механического остаточного клиновидного нанодвойника (рис. 1), который находится вблизи трещины вдали от поверхности кристалла. Параметры d_i и h_i отвечают за расстояние между двойниющими

Влашевич Владислав Владимирович, аспирант Гомельского государственного технического университета имени П.О. Сухого.

Остриков Олег Михайлович, к.физ.-мат.н., доцент, зав. кафедрой «Инженерная графика» Гомельского государственного технического университета имени П.О. Сухого.

Беларусь, ГГТУ, 246746, г. Гомель, пр. Октября, 48.

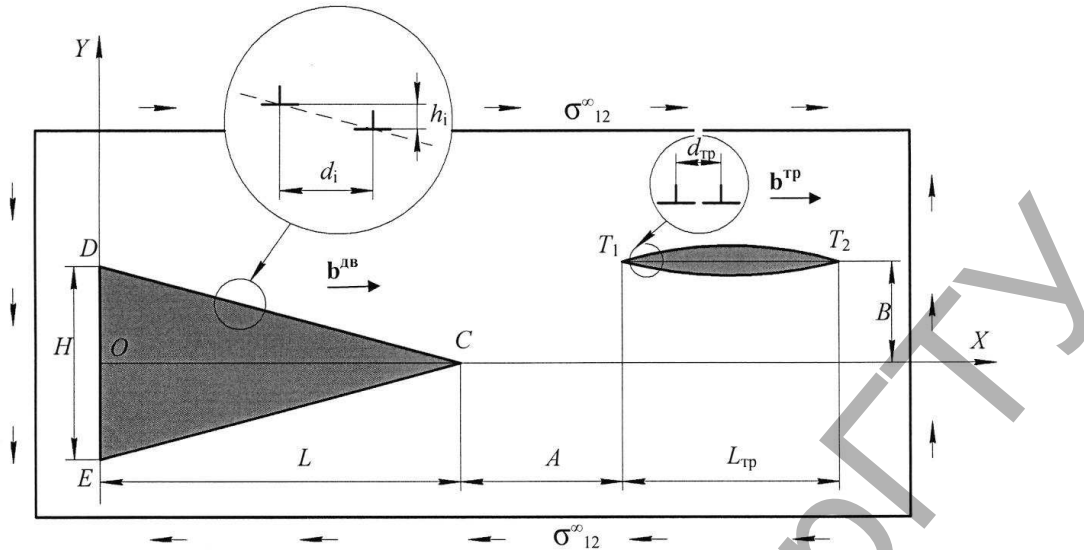


Рисунок 1 – Схематическое изображение системы «механический клиновидный нанодвойник – трещина» при поперечном сдвиге до снятия нагрузки

дислокациями на некогерентном участке границы нанодвойника, L – длина некогерентного участка нанодвойника, H – его наибольшая ширина (см. рис. 1). Пусть в поле напряжений двойника расположена трещина поперечного сдвига длиной $L_{тр}$, берега которой находятся под действием касательного напряжения σ^{∞}_{12} (напряжения дальнего поля). После образования трещины нагрузка снята и на рис. 1 показана остаточная картина после снятия напряжений σ^{∞}_{12} . Трещина моделируется линейным распределением краевых дислокаций. Вектор Бюргерса каждой дислокации параллелен оси OX : $b_x = b^{тр}$, $b_y = 0$, $b_z = 0$ [1]. Расстояние между дислокациями в трещине $d_{тр} = a$, где a – межатомное расстояние [3].

Расчет полей напряжений у нанодвойника подробно рассмотрен в [4]. Формулы для расчета компонент тензора напряжений можно представить в виде [4]:

$$\sigma_{xx}^{дв}(x,y) = \frac{b_{кр}^{дв} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \sum_{n=0}^N \frac{(y+nh_1) \left(3 \cdot (x+nd_1-L_1)^2 + (y+nh_1)^2 \right)}{\left((x+nd_1-L_1)^2 + (y+nh_1)^2 \right)^2} + \sum_{m=1}^M \frac{(y-mh_2) \left(3 \cdot (x+md_2-L_2)^2 + (y-mh_2)^2 \right)}{\left((x+md_2-L_2)^2 + (y-mh_2)^2 \right)^2} \right\} \quad (1)$$

$$\sigma_{yy}^{дв}(x,y) = \frac{b_{кр}^{дв} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \sum_{n=0}^N \frac{(y+nh_1) \left((x+nd_1-L_1)^2 - (y+nh_1)^2 \right)}{\left((x+nd_1-L_1)^2 + (y+nh_1)^2 \right)^2} + \sum_{m=1}^M \frac{(y-mh_2) \left((x+md_2-L_2)^2 - (y-mh_2)^2 \right)}{\left((x+md_2-L_2)^2 + (y-mh_2)^2 \right)^2} \right\} \quad (2)$$

$$\sigma_{xy}^{дв}(x,y) = \frac{b_{кр}^{дв} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \sum_{n=0}^N \frac{(y+nd_1-L_1) \left((x+nd_1-L_1)^2 - (y+nh_1)^2 \right)}{\left((x+nd_1-L_1)^2 + (y+nh_1)^2 \right)^2} + \sum_{m=1}^M \frac{(y+md_2-L_2) \left((x+md_2-L_2)^2 - (y-mh_2)^2 \right)}{\left((x+md_2-L_2)^2 + (y-mh_2)^2 \right)^2} \right\} \quad (3)$$

N, M – число двойнивающих дислокаций на каждой из двойниковых границ; d_i и h_i – проекции на оси OX и OY отрезка соединяющие две соседние двойнивающие дислокации на одной из двойниковых границ (i – индекс, определяющий принадлежность двойнивающей дислокации к той или иной двойниковой границе); μ – модуль сдвига; ν – коэффициент Пуассона; L_1 – длина участка CE клиновидного нанодвойника CDE , где $L_1 = Nd_1$ (см. рис. 1); L_2 – длина участка CD клиновидного нанодвойника CDE , где $L_2 = Md_2$ (см. рис. 1); $b_{кр}^{дв}$ – модуль краевой составляющей вектора Бюргерса клиновидного нанодвойника.

Распределение полей напряжений, созданных трещиной с модулем вектора Бюргерса ($b_{тр}$), находим с помощью соотношений:

$$\sigma_{xx}^{тр}(x,y) = \frac{b_{тр} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \cdot \int_0^{L_{тр}} \rho(\xi) \cdot \frac{(y-B) \left(3 \cdot ((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)}{\left(((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)^2} \alpha_{\xi} \quad (4)$$

$$\sigma_{yy}^{тр}(x,y) = \frac{b_{тр} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \cdot \int_0^{L_{тр}} \rho(\xi) \cdot \frac{(y-B) \left(((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)}{\left(((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)^2} \alpha_{\xi} \quad (5)$$

$$\sigma_{xy}^{тр}(x,y) = \frac{b_{тр} \cdot \mu}{2\pi(1-\nu)} \cdot \int_0^{L_{тр}} \rho(\xi) \cdot \frac{\left((x-\xi)-A \right) \left(((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)}{\left(((x-\xi)-A)^2 + (y-B)^2 \right)^2} \alpha_{\xi} \quad (6)$$

где A и B – проекции на оси OX и OY , позволяющие регулировать положение трещины относительно вершины C нанодвойника; $L_{тр}$ – длина трещины.

Зная поля напряжений и используя соотношения распределения напряжений для трещин при поперечном сдвиге, рассмотренных Астафьевым В.И., Радаевым Ю.Н., Степановой Л.В. [1], применяя принцип суперпозиции, получаем формулы для расчета полей напряжений в системе «механический клиновидный двойник – трещина»:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xx}(x,y) &= \sigma_{xx}^{ДВ}(x,y) + \sigma_{xx}^{ТР}(x,y), \\ \sigma_{yy}(x,y) &= \sigma_{yy}^{ДВ}(x,y) + \sigma_{yy}^{ТР}(x,y), \\ \sigma_{xy}(x,y) &= \sigma_{xy}^{ДВ}(x,y) + \sigma_{xy}^{ТР}(x,y). \end{aligned} \right\} (7)$$

Результаты расчетов и их обсуждение. Результаты расчетов полей напряжений представлены на рис. 2–4. Принималось: $N=10$; $M=10$; $\mu=81$ МПа; $\nu=0,29$; $d_f=2,5$ нм; $h_f=0,25$ нм; $b_{кр}^{ДВ}=0,5$ нм; $b_{тр}=0,5$ нм; $A=10$ нм; $B=50$ нм; $d_{тр}=1,17$ нм [5].

Участок CDE имеет клиновидную форму и является некогерентным, нанодвойник CDE , как и трещина T_1T_2 , направлены вдоль оси OX (рис. 2, а). Вдоль границ нанодвойника, как и у берегов трещины, наблюдается локализация полей напряжений. На участке CE значения напряжений положительные, а на участке CD – отрицательные (рис. 2, а). Максимальные значения полей напряжений сконцентрированы на берегах трещины T_1T_2 . С одной стороны напряжения сжимающие, а с другой растягивающие.

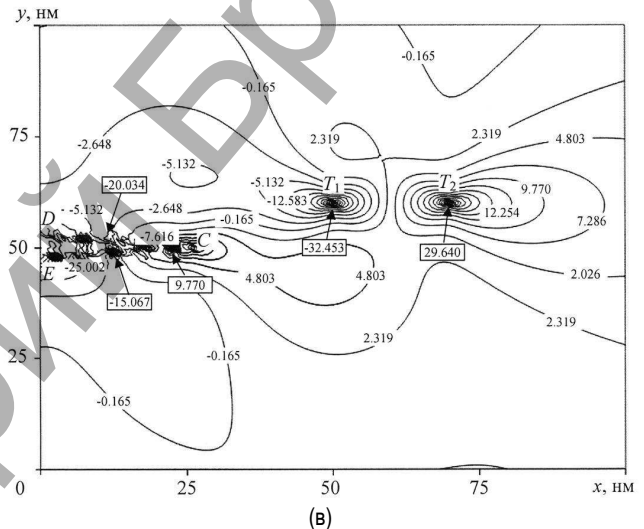
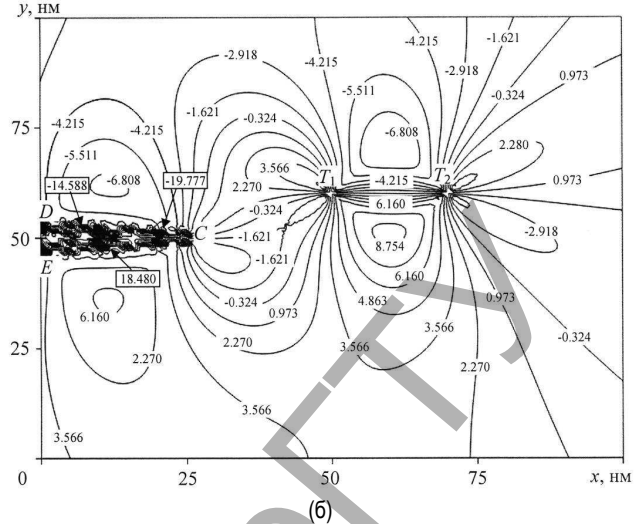
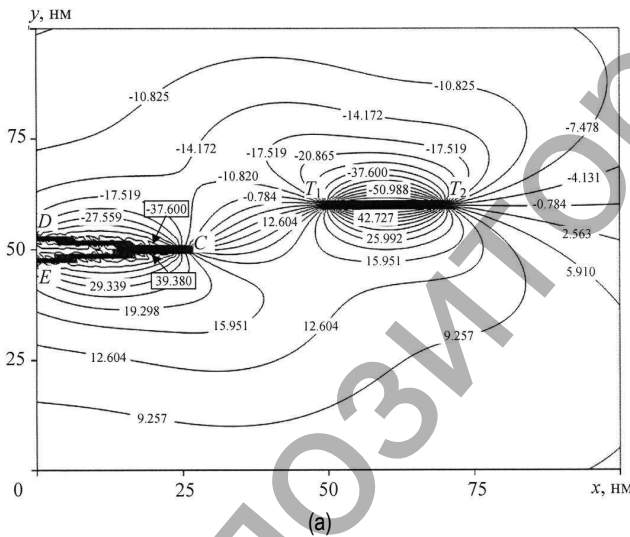


Рисунок 2 – Распределение напряжений в системе «механический клиновидный двойник – трещина»: а) $\sigma_{xx}(x,y)$; б) $\sigma_{yy}(x,y)$; в) $\sigma_{xy}(x,y)$ (МПа)

На рис. 2, б представлено распределение нормальных напряжений σ_{yy} . Концентрация напряжений наблюдается в области нанодвойника CDE . Максимальные напряжения σ_{yy} сосредоточены в средней части нанодвойника, но на противоположных границах нанодвойника напряжения различны. У берегов и вершин трещины T_1T_2 значения полей напряжений имеют ярко выраженный минимум. Максимальные напряжения находятся в средней части трещины T_1T_2 . У вершин трещины T_1T_2 напряжения знакопеременны.

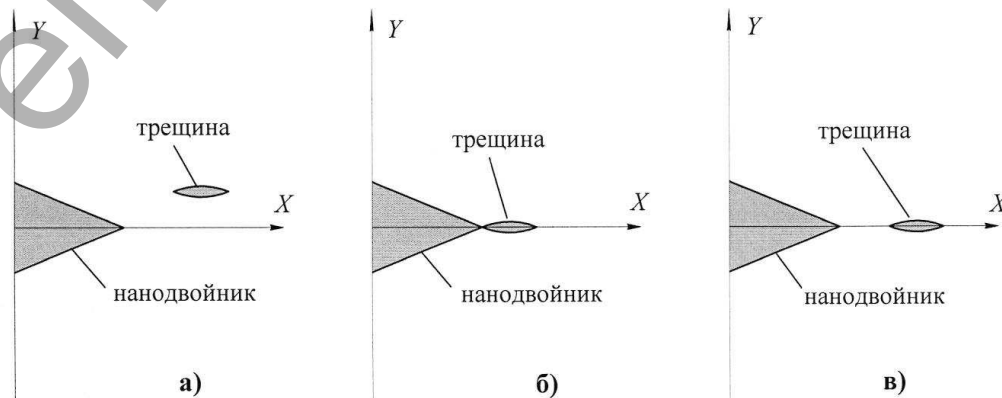


Рисунок 3 – Схематическое изображение расположения трещины относительно нанодвойника: а) когда A и $B \neq 0$; б) когда A и $B = 0$; в) когда $A = 50$ нм, $B = 0$

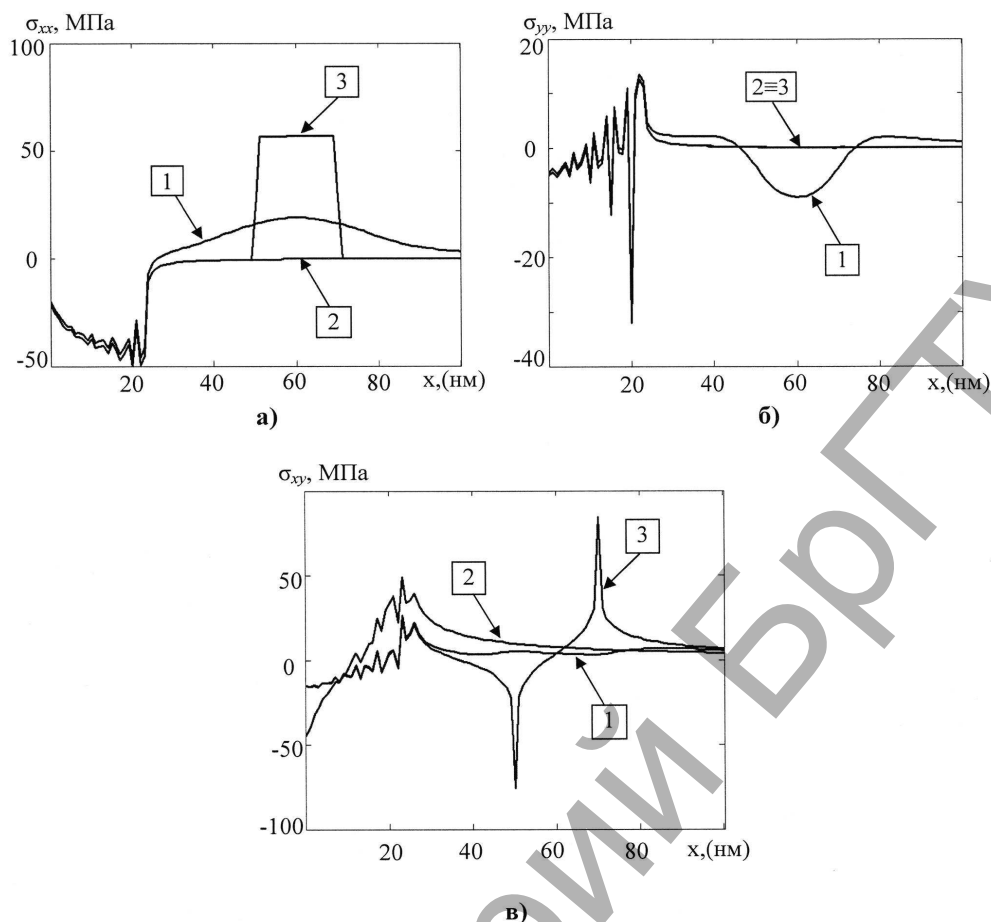


Рисунок 4 – Зависимость компонент тензора напряжений в системе «механический клиновидный двойник – трещина» при поперечном сдвиге: а) $\sigma_{xx}(x,y)$; б) $\sigma_{yy}(x,y)$; в) $\sigma_{xy}(x,y)$

Складывающиеся напряжения σ_{xy} показаны на рис. 2, в. Напряжения на участке нанодвойника DE отрицательны у точки C положительны. У вершин трещины $T_1 T_2$ напряжения максимальны, но знакопеременны. В точке T_1 напряжения сжимающие, в точке T_2 – растягивающие. Это стимулирует рост трещины вдоль оси OX в направлении от нанодвойника.

Рассмотрим зависимость компонент тензора напряжений от расположения зарождающейся трещины (рис. 3). Расчет осуществлялся для трех случаев, когда $A=50$ нм, $B=10$ нм – первый случай (рис. 3, а). Второй случай – $A=B=0$ (рис. 3, б), и третий случай $A=50$ нм, $B=0$ (рис. 3, в), где A – расстояние, позволяющее регулировать положение трещины относительно вершины нанодвойника вдоль оси OX ; B – расстояние, позволяющее регулировать положение трещины относительно оси OY .

Зависимость тензора напряжений σ_{xx} от расположения трещины показана на рис. 4, а, на котором изображены три случая положения трещины относительно нанодвойника. Видно, что диапазон по оси OX от 0 до 30 нм указывает на напряжения нанодвойника, а от 40 до 80 нм – на напряжения трещины. Во всех трех случаях компоненты σ_{xx} напряжения нанодвойника отрицательны. Максимальные напряжения наблюдаются у трещины в третьем случае, когда ось OX проходит через трещину (при $B=0$).

На рис. 4, б, на котором рассмотрена зависимость тензора напряжений σ_{yy} от расположения трещины, наблюдаются осцилляции напряжений у нанодвойника. Причем частота колебаний усиливается. Минимальные значения напряжений у трещины в первом случае, когда A и $B \neq 0$. Напряжения во втором и третьем случае равны, так как трещина лежит на оси OX .

Зависимость тензора напряжений σ_{xy} от расположения трещины показана на рис. 4, в. Максимум напряжений имеет нанодвойник во втором случае, затем резкое падение напряжений, в первом наоборот

рост – рост. В третьем случае, когда ось OX проходит через трещину, присутствуют ярко выраженные всплески напряжений. Это связано с сингулярностью у вершин трещины.

Заключение. В результате проведенного исследования, в системе «механический клиновидный двойник – трещина» при поперечном сдвиге установлено, что осцилляция напряжений у нанодвойника связана с дискретностью распределения двойникоующих дислокаций. Ярко выраженные максимум и минимум напряжений находятся у трещины. Всплески напряжений, когда ось OX проходит через трещину, связаны с сингулярностью у вершин трещины.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Астафьев, В.И. Нелинейная механика разрушения / В.И. Астафьев, Ю.Н. Радаев, Л.В. Степанова – Самара: Издательство «Самарский университет», 2004. – 562 с.
2. Федоров, В.А. Дислокационные механизмы разрушения двойникоующихся материалов / В.А. Федоров, Ю.И. Тялин, В.А. Тялина – М.: Издательство «Машиностроение – 1», 2004. – 336 с.
3. Остриков, О.М. Поле упругих деформаций и смещений в системе «клиновидный нанодвойник – цепочка полных дислокаций» // Вестник ГГТУ им. П.О. Сухого, Гомель. – 2011. – № 4. – С. 34–44.
4. Влашевич, В.В. Метод расчета напряженного состояния, обусловленного динамическим нанодвойником / В.В. Влашевич, О.М. Остриков // Вестник ГГТУ им. П.О. Сухого, Гомель. – 2014. – № 2. – С. 43–50.
5. Металловедение и термическая обработка стали. Справ. изд. в 3-х т. / Под ред. М.Л. Берштейна, А.Г. Рахштадта. – 4-е изд., перераб. и доп. Основы термической обработки: в 2-х кн. – Кн. 1. – М.: Металлургия, 1995. – Т. 2. – 336 с.

Материал поступил в редакцию 11.01.2017

The article describes a new analytical method of determining of fields of tension and the formation of microcracks that could lead to the destruction of the integrity of the metal.

УДК 628.162

Романовский В.И., Жилинский В.В., Бессонова Ю.Н.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ КОРРОЗИОННОЙ УСТОЙЧИВОСТИ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ К ДЕЗИНФИЦИРУЮЩИМ РАСТВОРАМ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Введение. Дезинфекция водозаборных сооружений и сооружений водоснабжения представляет собой комплекс мероприятий, направленных на уничтожение возбудителей инфекционных заболеваний.

На сегодняшний день во всем мире в системах водоподготовки наибольшее распространение нашли хлорсодержащие вещества: сжиженный хлор, диоксид хлора, гипохлорит натрия или кальция, хлорная известь и другие, под действием которых микроорганизмы и вирусы, находящиеся в воде, погибают в результате окисления веществ, входящих в состав протоплазмы клеток. Однако использование хлорсодержащих дезинфицирующих растворов сопряжено с рядом недостатков, таких как долгое время обработки (до 24 часов и выше), недостаточная эффективность, необходимость утилизации отработанных растворов, высокий износ металлических частей (трубы, запорная арматура) вследствие использования высоких концентраций активного хлора, которые на практике зачастую превышают рекомендуемые в десятки раз. С целью устранения перечисленных недостатков предлагается использовать озон [1] для дезинфекции внутренней поверхности водозаборных сооружений и сооружений водоснабжения. Озон является наиболее сильным окислительным и дезинфицирующим средством, применяемым при подготовке питьевой воды [2]. Присутствие озона интенсивно повышает окисление загрязняющих органических веществ. Озон улучшает также процессы коагулирования коллоидных веществ в воде и улучшает ее органолептические показатели (цвет, запах, вкус). Механизм обеззараживания озоном основан на его способности инактивировать энзимы (сложные органические вещества белковой природы), содержащиеся в животных и растительных организмах. Патогенные микроорганизмы уничтожаются озоном в 15–20 раз, а спорные формы бактерий – в 300–600 раз быстрее, чем хлором [3]. Время полураспада озона составляет менее 20 минут.

При разработке технологии использования озона для дезинфекции водопроводных сетей и сооружений следует провести сравнительный анализ коррозионной устойчивости углеродистых сталей к хлорсодержащим дезинфицирующим растворам и растворам озона в воде, исследовать растворимость озона в воде по высоте столба жидкости, провести исследования по эффективности дезинфекции исследуемых растворов в сравнимых условиях, а также провести технико-экономическое обоснование использования разрабатываемой технологии.

Цель представленной работы – сравнительный анализ коррозионной устойчивости углеродистых сталей к хлорсодержащим дезинфицирующим растворам и к насыщенному раствору озона в воде.

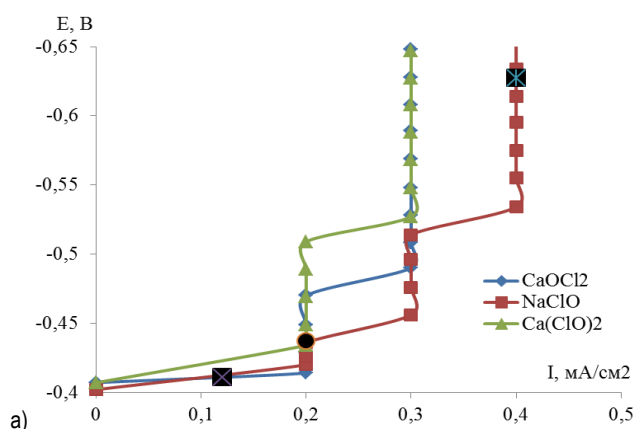
Методы и приборы. Коррозионные исследования проводили с помощью метода контактных токов (метод Ромельфельда). При определении коррозионной активности дезинфицирующих растворов электрохимическим методом снимали потенциостатические поляризационные кривые для сталей с помощью потенциостата марки ПИ-50-1.1 и программатора ПР-8. Исследуемые концентрации хлорсодержащих

дезинфицирующих растворов: 50, 100 и 150 мг/л активного хлора. Для генерации озона использовался экспериментальный каскадный турбо-озонатор белорусского производства фирмы ООО «Ровалант-СпецСервис» [4, 5]. Параметры работы генератора озона: концентрация озона в газовой смеси на выходе составляет 2,7 г/м³, расход газовой смеси на выходе – 13,2 л/мин. Для коррозионных испытаний использовались пластинки из углеродистых сталей марок сталь 20 и Ст3, зарубежные аналоги Ct20 и St37-3 соответственно. Данные виды сталей используются для изготовления трубопроводов, фильтров скважин, иногда для изготовления обсадных труб.

Коррозионный потенциал стали в исследованной воде устанавливался в течение 5 суток для хлорированной воды и в течение 1 часа для озонированной воды. Все потенциалы измерялись относительно насыщенного хлор-серебряного электрода сравнения и пересчитывались в шкалу стандартного водородного потенциала. Температура коррозионных испытаний составляла 25 °С.

Согласно методу контактных токов, установившийся коррозионный потенциал системы «сталь – раствор» определяет ток коррозии на катодной поляризационной кривой стали в исследуемом растворе (рис. 1–3), исходя из того, что установившийся за время коррозии потенциал системы характеризует только коррозионный ток восстановления окислителя (активного хлора или озона).

Из рисунков 1 и 2, а следует, что в растворах активного хлора наблюдается катодный контроль процесса растворения сталей марок сталь 20 и Ст3. При увеличении концентрации активного хлора со 100 до 150 мг/л для всех исследуемых хлорирующих агентов наблюдается изменение кинетики коррозионного процесса с диффузионной на электрохимическую. Это в первую очередь связано с увеличением концентрации окислителей в растворе.



Романовский В.И., старший преподаватель Белорусского государственного технологического университета.

Жилинский В.В., доцент Белорусского государственного технологического университета.

Беларусь, БГТУ, 220050, г. Минск, ул. Свердлова, 13а.

Бессонова Ю.Н., начальник службы по нормированию и энергосбережению ГП «Минрайтеплосеть».

Беларусь, Минская область, Минский район, г. Заславль, Советская улица, 13а.