

Расчетно-экспериментальное исследование раскрытия вершины трещины и остаточных напряжений после предварительного термомеханического нагружения

В. В. Покровский, В. Г. Сидяченко, В. Н. Ежов

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Для реакторной стали 15Х2МФА(III) выполнен экспериментальный и расчетный анализ факторов, влияющих на повышение вязкости разрушения на нижнем шельфе температурной зависимости после предварительного термомеханического нагружения. С помощью метода стереоскопической фрактографии и численно показано, что вершина трещины после предварительного термомеханического нагружения остается притупленной. Это снижает сингулярность напряжений при последующем нагружении и повышает вязкость разрушения материала. Приведены данные расчета остаточных напряжений и раскрытия вершины трещины при предварительном термомеханическом нагружении и после снятия нагрузки. Показано удовлетворительное соответствие результатов расчета с известными аналитическими зависимостями и экспериментальными данными.

Ключевые слова: предварительное термомеханическое нагружение, вязкость разрушения, теплоустойчивые реакторные стали.

Введение. Анализ работ по механике разрушения [1–11] показывает, что для тел с трещинами, изготовленных из металлических материалов с объемно-центрированной кубической кристаллической решеткой, перспективным методом повышения сопротивления хрупкому разрушению является их предварительное пластическое деформирование в области верхнего шельфа температурной зависимости вязкости разрушения.

Данные литературных источников свидетельствуют, что в зависимости от уровня предварительного термомеханического нагружения (ПТН) существуют три основных фактора, влияющих на рост хрупкой вязкости разрушения: деформационное упрочнение; затупление вершины трещины и остаточные сжимающие напряжения [1] (рис. 1). Однако при этом остается малоизученным вопрос о вкладе каждого из них в повышение вязкости разрушения в зависимости от уровня ПТН. Кроме того, не достаточно известно влияние таких факторов, как геометрия и размеры тела (масштабный эффект) на величину вязкости разрушения после ПТН. Игнорирование этих факторов, а также неучет значительной роли “затупления” трещины, которое может иметь место после ПТН, является недостатком “модели Челла” [2], получившей в последнее время широкое распространение.

В работе [5] показано, что область использования “модели Карри” [3] ограничена из-за неучета затупления вершины трещины и несущественной роли деформационного упрочнения. Таким образом, данный подход применим для случаев, когда зависимость нагрузки и перемещения при ПТН близка к линейной.

В [6] исследовался вклад затупления вершины трещины в эффект ПТН. При этом образцы после ПТН подвергались отпуску для снятия остаточных

напряжений. Отмечено значительное снижение вязкости разрушения, на основании чего был сделан вывод, что вклад затупления вершины трещины невелик. Заметим, что при отпуске наблюдается также снижение вязкости разрушения образцов, не подвергавшихся ПТН, кроме того, уровень ПТН был такой, при котором трещина затупляется незначительно, и основной вклад в повышение вязкости разрушения после ПТН вносят остаточные напряжения.

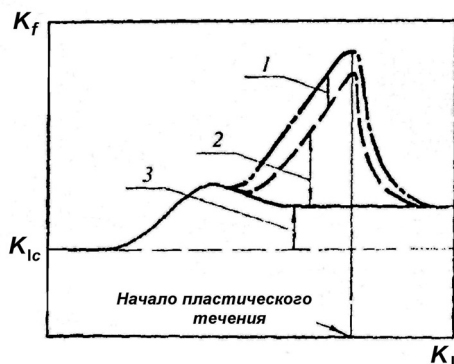


Рис. 1. Зависимость вклада различных механизмов повышения вязкости разрушения в эффект ПТН от величины перегрузки: 1 – деформационное упрочнение; 2 – затупление вершины трещины; 3 – остаточные сжимающие напряжения.

Несмотря на развитие аналитических моделей прогнозирования эффекта ПТН, недостаточное внимание уделяется численному анализу этого явления. Тем не менее известны работы [8, 11], в которых с привлечением численных методов (метод конечных элементов) показано, что основной вклад в повышение вязкости разрушения в результате ПТН вносит затупление вершины трещины.

В работе [8] также отмечается, что после ПТН напряжения, нормальные к плоскости трещины, снижаются вследствие уменьшения трехосности напряженного состояния и увеличения пластического деформирования на фронте затупленной трещины, а сжимающие остаточные напряжения играют второстепенную роль.

Две известные аналитические модели прогнозирования эффекта ПТН [2, 3] анализируются в [10]. В качестве критерия разрушения при численном моделировании после ПТН использовали RKR-модель [12]. При этом строили распределения нормальных к плоскости острой трещины напряжений для цикла нагрев образца–нагрузка–охлаждение–разгрузка–нагрузка до разрушения и для исходного, т.е. без предыстории нагружения, образца с трещиной. Предполагалось, что хрупкое разрушение наступит, если напряжения в первом и втором случае совпадут. Аналогичная процедура расчета применялась для образца с затупленной ($R = 0,1$ мм) трещиной. Сравнение данных расчета показывает, что притупление трещины мало влияет на вязкость разрушения после ПТН, а основной вклад вносят остаточные напряжения.

Анализ данных литературных источников свидетельствует, что во многих аналитических моделях игнорируется влияние деформационного упрочнения на вязкость разрушения после ПТН. Кроме того, данные разных авторов во многом противоречивы в оценке преобладания тех или иных механизмов

повышения вязкости разрушения на нижнем шельфе температурной зависимости после ПТН.

В то же время результаты исследования влияния режимов ПТН на повышение сопротивления хрупкому разрушению теплоустойчивых сталей и металлов сварных соединений свидетельствуют, что вязкость разрушения K_f после ПТН для режимов нагрев образца–нагрузка–охлаждение–нагрузка до разрушения (остаточные напряжения отсутствуют) и нагрев образца–нагрузка–разгрузка–охлаждение–нагрузка до разрушения (остаточные напряжения присутствуют) [13] одинакова. Это говорит о том, что положительный эффект ПТН имеет место при отсутствии остаточных сжимающих напряжений, и значения вязкости разрушения K_f после различных режимов ПТН (с разгрузкой и без нее) могут быть либо одинаковыми, либо различными в зависимости от конкретных значений характеристик механических свойств сталей ($\sigma_{0,2}$, σ_c , n , ε_f).

С учетом изложенного цель работы заключается в количественном расчетно-экспериментальном изучении факторов, влияющих на повышение вязкости разрушения в зависимости от величины ПТН: затупления вершины трещины и остаточных напряжений.

Методика и экспериментальные данные измерения остаточного раскрытия вершины трещины (РВТ) после ПТН. Для корректной оценки эффекта ПТН необходимо исследование всех возможных диапазонов термодинамических режимов. Этой проблеме посвящен цикл экспериментальных исследований [13, 14]. Однако полученных данных недостаточно для решения вопроса о роли затупления вершины трещины, измеренного экстензометром, который устанавливается на небольшом расстоянии ($\approx 0,1$ мм) позади вершины [15]. При такой регистрации РВТ измерения осуществляются только в одной плоскости. Исходя из этого нельзя утверждать, что трещина после ПТН закрывается позади вершины (рис. 2,а) или в вершине (рис. 2,б). Этот момент имеет принципиальное значение для оценки эффекта ПТН, так как в первом случае трещина после ПТН притупляется и при последующем нагружении ее вершина уже не будет бесконечно острым концентратором, что приведет к изменению сингулярности напряжений перед вершиной в сторону меньших значений, вследствие чего критическая величина напряжений будет достигнута при большем уровне нагружения (рис. 3). Этим и объясняется вклад затупления вершины трещины в эффект ПТН. Во втором случае трещина после разгрузки остается острой, и затупление ее вершины, приводящее к изменению сингулярности напряжений перед фронтом трещины, отсутствует.

В данной работе была поставлена задача исследовать размеры и форму зон вытягивания на изломах компактных образцов толщиной 25 мм из стали 15Х2МФА(Ш) [13], которые подвергались ПТН, а затем разрушались при температуре ниже температуры вязкохрупкого перехода. Предполагалось, что вследствие значительной разницы в величине пределов текучести при температуре ПТН и температуре разрушения изменение зон вытягивания будет обусловлено остаточным РВТ после снятия нагрузки с образца.

Зоны вытягивания на изломах образцов измеряли методом стереофрактографии [16–18], который в настоящее время широко применяется при анализе

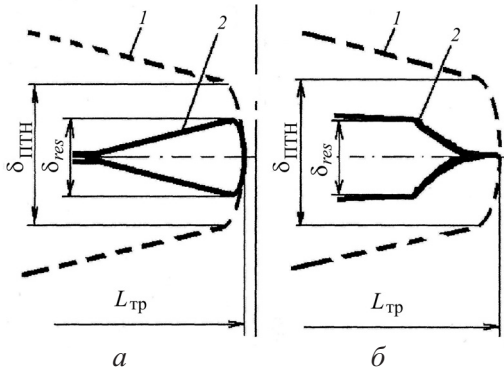


Рис. 2

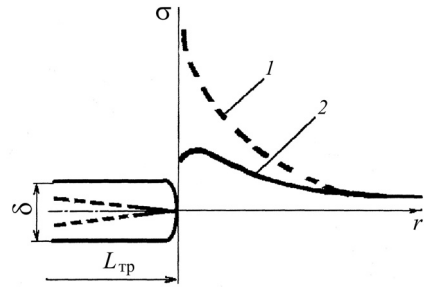


Рис. 3

Рис. 2. Схемы закрытия трещины позади вершины (а) и в вершине (б) при максимальной нагрузке $\delta_{\text{ПТН}}$ (1) и после снятия нагрузки δ_{res} (2). ($L_{\text{тр}}$ – длина трещины.)

Рис. 3. Сингулярность напряжений перед вершиной острой трещины (1) длиной $L_{\text{тр}}$ и притупленной посредством ПТН с раскрытием у вершины δ (2).

микромеханизмов разрушения. С его помощью можно качественно и количественно оценить особенности поверхностей разрушения.

Метод анализа рельефа поверхности разрушения аналогичен используемому при аэрофотосъемке рельефа местности. Построение рельефа поверхности разрушения осуществляется по двум фотографиям (стереопара), снятым под разными углами к направлению съемки. С этой целью объект поворачивается в камере электронного микроскопа на угол конвергенции (2θ) относительно направления съемки. Координаты точек и параллаксы стереопары определяются на стереокомпараторе Stecometr E. Если при съемке в электронном микроскопе пучки лучей проходят параллельно (ортогональная съемка), разность высот двух точек рельефа Δh определяется по разности параллаксов Δp согласно формуле

$$\Delta h = \Delta p / (2M \sin \theta), \quad (1)$$

где M – увеличение фотографии.

В отличие от [16], где для измерения зон вытягивания использовался излом одной половинки образца, в настоящей работе измерения проводились на изломах обеих половинок разрушенного образца, что исключало возможность неправильной оценки высоты зон вытягивания вследствие несимметричности изломов.

С изломов обеих половинок разрушенного образца вырезались одинаковые участки (рис. 4,а). Затем два сопряженных участка излома склеивались (рис. 4,б) и помещались на столик электронного сканирующего микроскопа. На противоположных сопряженных поверхностях изломов определялись характерные места, соответствующие друг другу, где формировались стереоскопические пары снимков зон вытягивания. Для этого на стереопарах изломов обеих половинок находили точки-ориентиры, отвечающие друг другу, и по линии, проходящей через эти точки, осуществлялся замер профилей изломов (рис. 4,б). Разность высоты между двумя точками объекта опре-

делялась по формуле (1). Для профиля каждой половинки излома проводились линии, соответствующие усредненным поверхностям усталостных трещин. Затем противоположные профили накладывались так, чтобы средние линии усталостных трещин были параллельны друг другу, а точки-ориентиры находились на одной линии, перпендикулярной средним линиям усталостных трещин. (Более детально данная методика описана в работе [18].) Отметим характерную неидентичность двух половинок излома, что обуславливает неодинаковую зону вытягивания на каждой из них. В этом смысле обозначение $2h$ имеет условный характер и записано согласно [16].

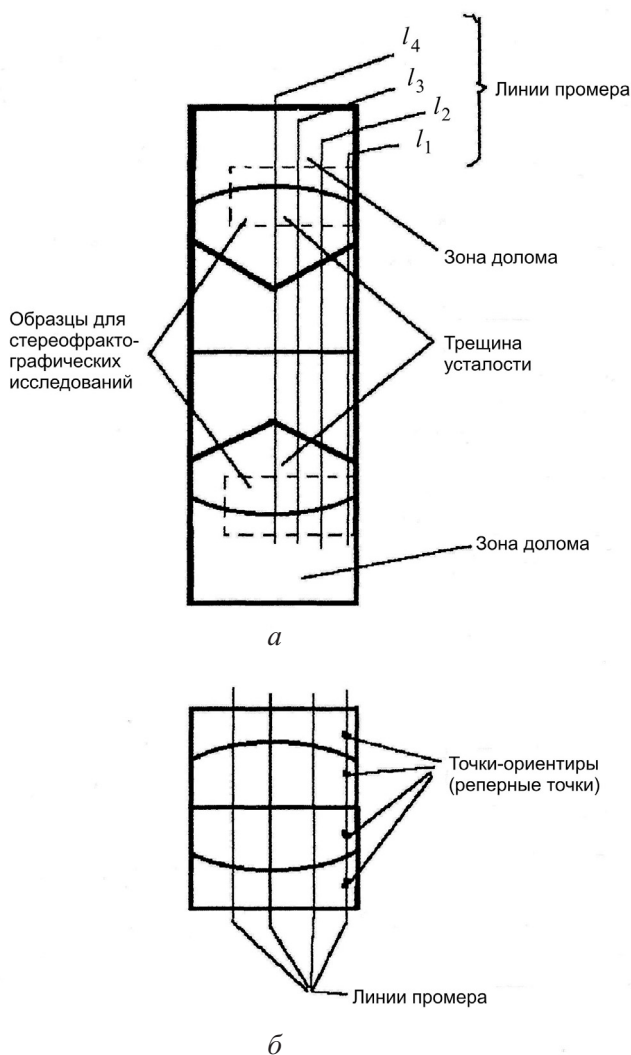


Рис. 4. Подготовка образцов для стереофрактографического анализа поверхности изломов: *a* – схема вырезки образцов; *б* – образец, составленный из двух сопряженных участков излома.

Проведенные исследования показывают, что вершина трещины после разрушения имеет характерную каплеобразную форму (рис. 5) по всему фронту с той лишь разницей, что высота зоны вытягивания в середине

образца минимальна и увеличивается по мере продвижения к поверхности образца. Это является следствием более высокой степени стеснения деформаций в середине образца. Поскольку из результатов фрактографии поверхностей изломов следует, что разрушение было хрупким, можно сделать вывод, что подобная форма вершины трещины обусловлена разгрузкой после ПТН и связанным с этим закрытием трещины позади вершины, а полученная высота зон вытягивания является остаточным РВТ δ_{res} .

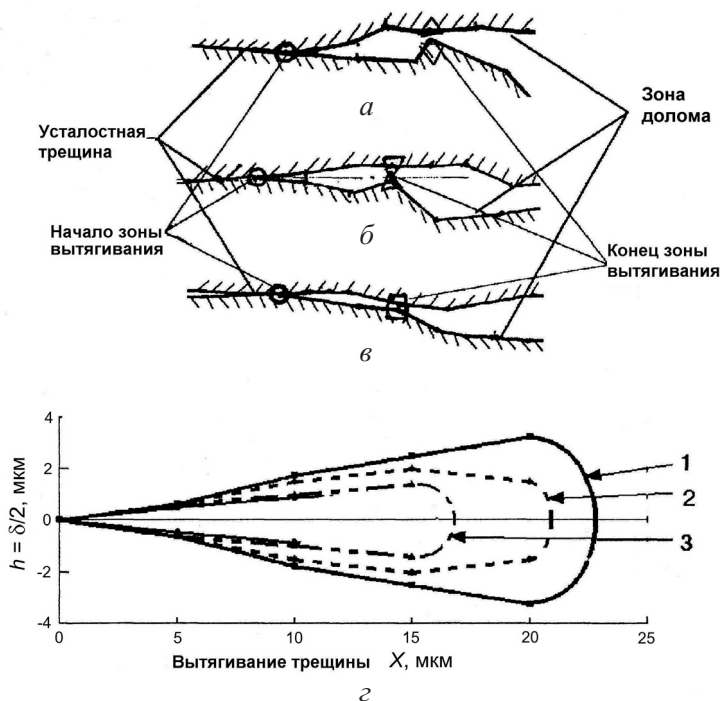


Рис. 5. Формы зон вытягивания в различных точках фронта трещины: *a* – по линии промера, расположенной у поверхности; *b* – по линии промера между поверхностным и срединным сечением; *v* – по линии промера, проходящей через центр образца; *z* – размеры и формы зон вытягивания для случаев *a–v* (1–3 соответственно).

Кроме того, было установлено, что высота зоны вытягивания зависит от уровня предварительного нагружения. На рис. 6 приведены диаграммы, где показаны размеры и форма зон вытягивания для нескольких образцов. Нетрудно заметить, что зоны вытягивания больше для тех образцов, которые подвергались большим уровням ПТН. Также видно различие в высоте зон вытягивания для одного и того же образца в зависимости от места измерения. Как уже указывалось выше, максимальная высота вытягивания имеет место у поверхности образца, минимальная – в его середине.

Численный расчет остаточных напряжений и РВТ после ПТН. Для анализа факторов, оказывающих влияние на повышение хрупкой вязкости разрушения после ПТН, проводился численный конечноэлементный (КЭ) расчет напряженно-деформированного состояния компактного образца толщиной 25 мм из стали 15Х2МФА(III) с помощью программного комплекса ANSYS. Задача решалась в двухмерной упругопластической постановке при

плоском деформированном состоянии (ПДС) и плоском напряженном состоянии (ПНС) с кинематическим законом упрочнения.

Механические свойства стали 15Х2МФА(Ш) при $T = 300^{\circ}\text{C}$, которые учитывали в расчете, приведены ниже: $E = 2,2 \cdot 10^5$ МПа, $\sigma_{0,2} = 653$ МПа, $\sigma_B = 694$ МПа, $\delta = 11,7\%$, $\psi = 36\%$, $A = 987$, $n = 0,078$, где A , n – коэффициенты уравнения Рамберга–Осгуда.

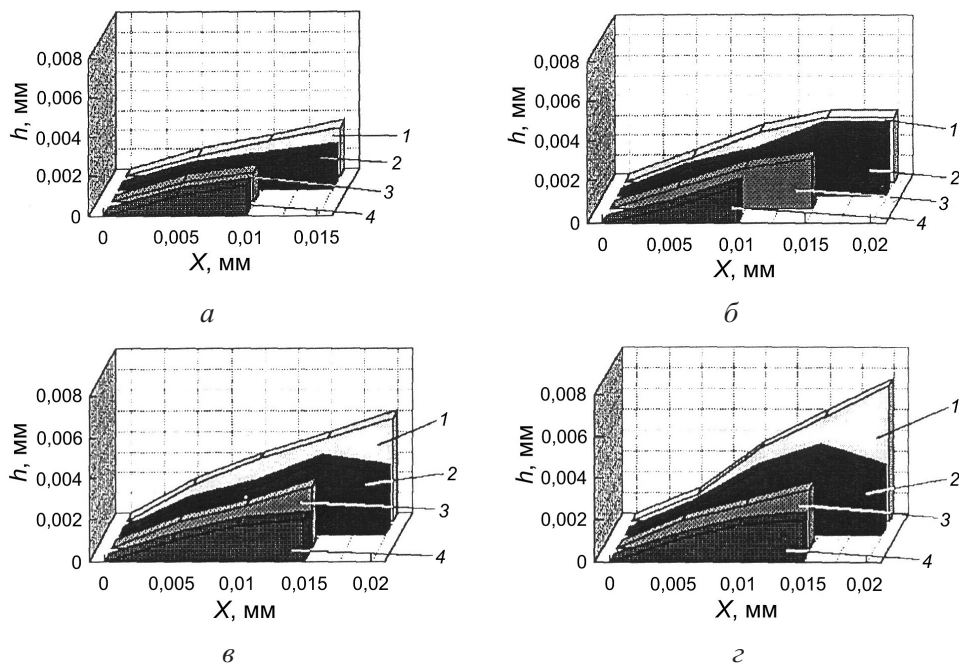


Рис. 6. Форма и размеры зон вытягивания для образцов, подвергшихся ПТН различных уровней, в разных точках фронта трещины: а – $K_{\text{ПТН}} = 70$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; б – $K_{\text{ПТН}} = 90$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; в – $K_{\text{ПТН}} = 120$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; г – $K_{\text{ПТН}} = 130$ МПа $\sqrt{\text{м}}$ (1–4 соответствуют линиям промера l_1 – l_4 (рис. 4)).

Трещина моделировалась математическим разрезом относительной длины $L/W = 0,5$. В области вершины использовались восьмиузловые КЭ размером 15 мкм. Нагружение осуществлялось по линии действия силы путем прикладывания усилия в узле, которое соответствует определенному уровню ПТН ($K_{\text{ПТН}}$). Модель 1/2 части образца и граничные условия показаны на рис. 7.

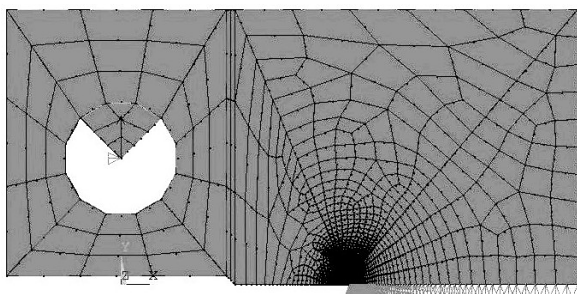


Рис. 7. КЭ-модель и граничные условия.

В результате расчета определялось РВТ, за которое принималось перемещение узла в ближайшем к вершине трещины элементе ($\delta_{ПТН}$). Затем производилась разгрузка и определялись остаточное раскрытие трещины $\delta_{ост}$ и распределение остаточных напряжений $\sigma_Y^{ост}$.

Данные расчета приведены в таблице и на рис. 8–11.

Данные расчета РВТ методом конечных элементов

$K_{ПТН},$ МПа $\sqrt{м}$	$\delta_{ПТН},$ мм (МКЭ)	$\delta_{ост},$ мм (МКЭ)	$\delta_{ПТН}$ (по формуле (2))
60,0 (ПДС)	0,0121	0,0055	0,012
60,0 (ПНС)	0,0194	0,0093	0,020
86,6 (ПДС)	0,0234	0,0110	0,025
86,6 (ПНС)	0,04161	0,0218	0,042
108,0 (ПДС)	0,0350	0,0168	0,039
108,0 (ПНС)	0,0702	0,0404	0,065

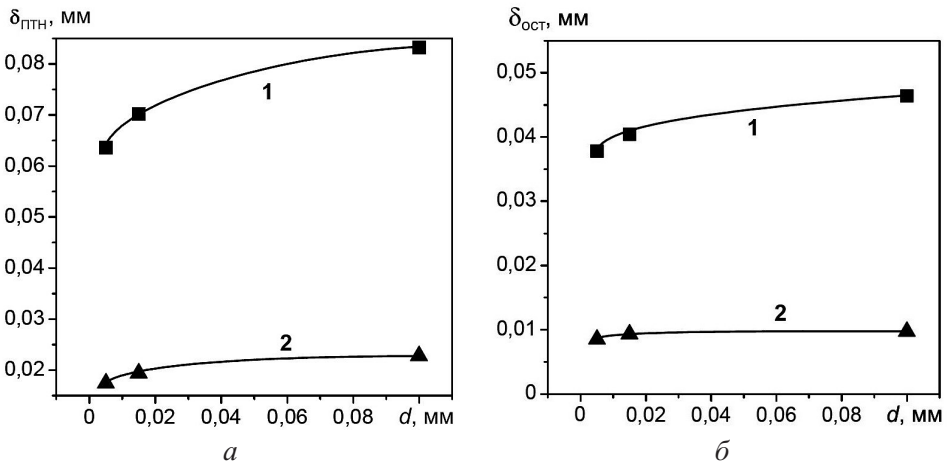


Рис. 8. Зависимость раскрытия вершины трещины от размера конечного элемента при ПНС: 1 – $K_{ПТН} = 108$ МПа $\sqrt{м}$; 2 – $K_{ПТН} = 60$ МПа $\sqrt{м}$.

При обсуждении результатов расчета прежде всего необходимо обосновать выбор размера КЭ. Для этого дополнительно методом конечных элементов (МКЭ) проводились расчеты $\delta_{ПТН}$ (рис. 8,а) и $\delta_{ост}$ (рис. 8,б) с размерами элементов у вершины трещины 5 и 100 мкм. Вследствие значительной зависимости РВТ от размера КЭ, особенно при больших уровнях ПТН, расчетные значения РВТ сравнивались с экспериментальными $\delta_{ПТН}$ [19] и $\delta_{ост}$, приведенными в данном сообщении (рис. 6), а также рассчитанными по формуле [20]

$$\delta_{ПТН} = \frac{\alpha K_{ПТН}^2}{\sigma_{0,2} E} \left(\frac{2/\sqrt{3}(1+\mu)(1+n)\sigma_{0,2}}{nE} \right)^n \quad (2)$$

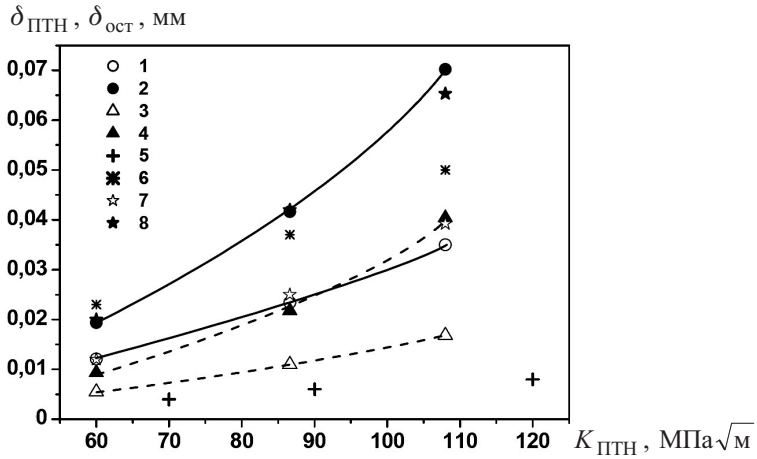


Рис. 9. Зависимость раскрытия вершины трещины $\delta_{ПТН}$ (сплошные линии) и остаточного раскрытия вершины трещины после ПТН $\delta_{ост}$ (штриховые линии) от уровня ПТН: 1, 3, 7 – ПДС; 2, 4, 8 – ПНС; 1–4 – расчет МКЭ; 7, 8 – расчет по формуле (2); 5, 6 – экспериментальные данные $\delta_{ост}$ по методу стереоскопической фрактографии и $\delta_{ПТН}$ [19] соответственно.

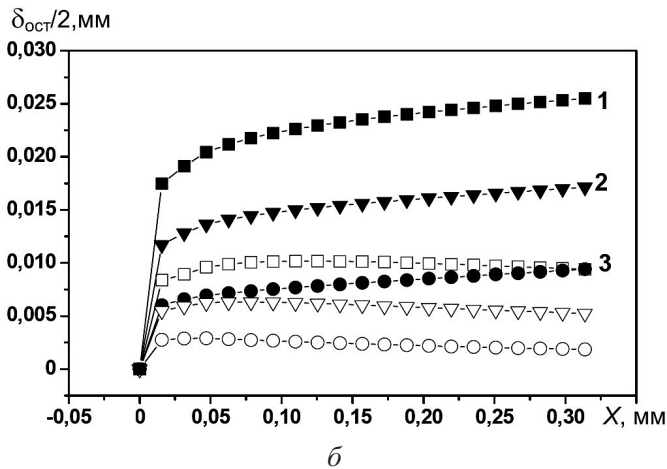
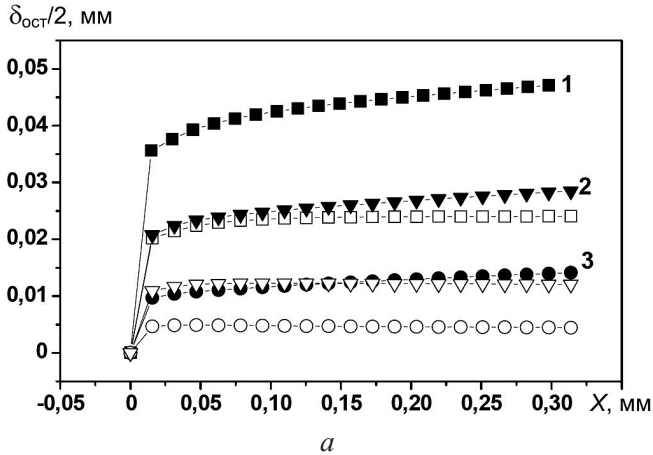


Рис. 10. Форма вершины трещины при ПТН (темные точки) и после разгрузки (светлые точки): а – ПНС; б – ПДС (1, 2, 3 – $K_{ПТН} = 108, 86, 60 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ соответственно).

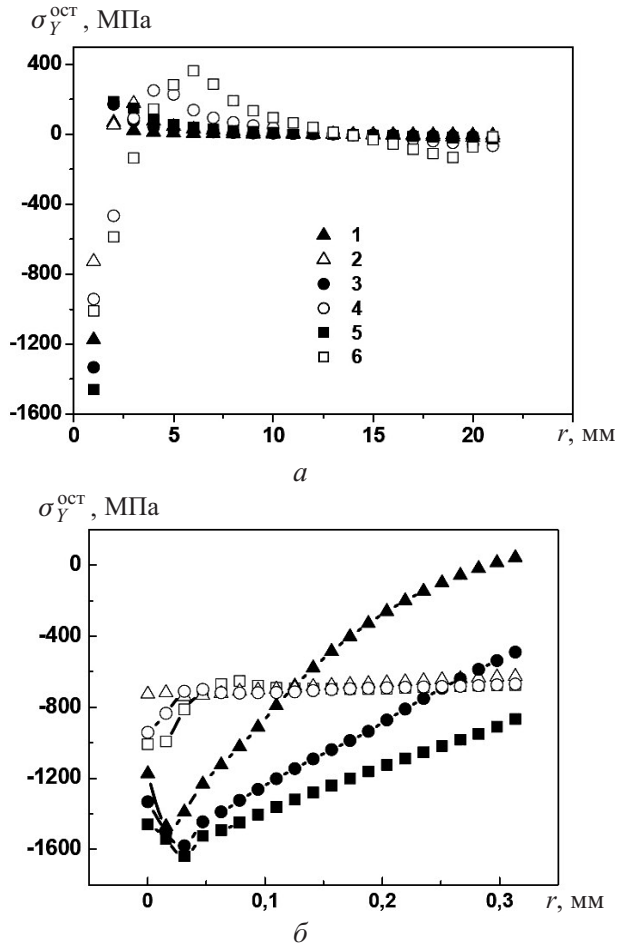


Рис. 11. Распределение остаточных напряжений по всему нетто-сечению (а) и у вершины трещины (б) после ПТН: 1, 2 – $K_{\text{ПТН}} = 60 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 3, 4 – $K_{\text{ПТН}} = 86 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 5, 6 – $K_{\text{ПТН}} = 108 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. (Темные точки – ПДС, светлые точки – ПНС.)

Рис. 9 иллюстрирует зависимость РВТ от уровня ПТН для КЭ-сетки с размером элементов у вершины трещины 15 мкм. Из данных таблицы и рис. 9 видно, что расчетные значения $\delta_{\text{ПТН}}$ по формуле (2) хорошо согласуются с расчетами МКЭ при всех уровнях ПТН. Экспериментальные результаты [19] расположены между расчетными при ПНС и ПДС и лишь при малых уровнях ПТН приближаются к расчетным при ПНС, вероятно, вследствие того что $\delta_{\text{ПТН}}$ определялось экстензометром, который установлен на поверхности образца, где доминирует ПНС. Результаты вышеприведенного анализа показывают, что в качестве базового принят размер элементов, равный 15 мкм.

Остаточное РВТ, установленное с помощью стереоскопической фрактурграфии, находится несколько ниже расчетных значений при ПДС (рис. 9). Это несоответствие обусловлено тем, что в расчетах МКЭ остаточное РВТ определяется на некотором расстоянии от вершины, которое зависит от размера конечного элемента, в то время как ширина зоны вытягивания определяется непосредственно в вершине трещины.

Все приведенные выше расчеты были выполнены без учета геометрической нелинейности, поскольку ее учет приводит к завышенным значениям $\delta_{\text{ПТН}}$ по сравнению с экспериментом и расчетом по формуле (2) при $K_{\text{ПТН}} = 108 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Численное исследование остаточного РВТ подтвердили приведенные выше данные фрактографии, свидетельствующие, что вершина трещины после снятия нагрузки остается открытой (рис. 10). В условиях ПДС берега трещины за вершиной закрываются несколько больше вследствие стеснения деформаций (рис. 10,б). Аналогичные выводы подтверждают расчеты в работе [21].

Характер распределения остаточных напряжений по всему нетто-сечению образца и у вершины трещины соответствует данным, приведенным в литературных источниках [22, 23] для рассматриваемой конфигурации образца (рис. 11). С повышением уровня ПТН максимальные растягивающие остаточные напряжения не только увеличиваются, но и смещаются вправо от вершины трещины в условиях ПНС (рис. 11,а), в то время как при ПДС независимо от уровня ПТН они локализуются на значительно меньшем расстоянии от вершины трещины.

Выводы

1. Установлено, что после ПТН трещина закрывается позади вершины, причем вершина остается притупленной. Вследствие этого концентрация напряжений перед вершиной затупленной трещины будет значительно ниже, чем перед вершиной острой усталостной. Это говорит о необходимости учета затупления при оценке эффекта ПТН.

2. Расчетно-экспериментальным путем была подтверждена зависимость остаточного раскрытия трещины от уровня ПТН.

3. Расчеты МКЭ свидетельствуют о зависимости величин остаточного раскрытия вершины трещины и РВТ при ПТН от размера конечного элемента у вершины трещины.

4. Полученные расчетно-экспериментальные данные могут служить основой при оценке влияния различных факторов на повышение вязкости разрушения после ПТН.

Резюме

Для реакторної сталі 15Х2МФА(III) виконано експериментальний та розрахунковий аналіз факторів, що впливають на підвищення в'язкості руйнування на нижньому шельфі температурної залежності після попереднього термомеханічного навантаження. За допомогою методу стереоскопічної фрактографії та чисельно показано, що вершина тріщини після попереднього термомеханічного навантаження залишається притупленою. Це знижує сингулярність напружень при наступному навантаженні та підвищує в'язкість руйнування матеріалу. Наведено дані розрахунку залишкових напружень і розкриття вершини тріщини при попередньому термомеханічному навантаженні та після розвантаження. Показано задовільну збіжність результатів розрахунку з відомими аналітичними залежностями й експериментальними даними.

1. *Pokrovsky V. V., Troshchenko V. T., Kaplunenko V. G., et al.* A promising method for enhancing resistance of pressure vessels to brittle fracture // *Int. J. Press. Vess. Piping.* – 1994. – **58**. – P. 9 – 24.
2. *Chell G. G., Haigh J. R., and Vitek V. A.* A theory of warm prestressing: experimental validation and the implication for elastic-plastic failure criteria // *Int. J. Fract.* – 1981. – **17**, No. 1. – P. 61 – 82.
3. *Curry D. A.* A model for predicting the influence of warm prestressing and strain ageing on the cleavage fracture toughness of ferritic steels // *Ibid.* – 1983. – **22**. – P. 145 – 159.
4. *Timofeev B. T. and Smirnov V. I.* Calculated and experimental estimation of preliminary loading effect at elevated temperatures on fracture toughness of pressure vessel materials // *Int. J. Press. Vess. Piping.* – 1995. – **63**. – P. 135 – 140.
5. *Lidbury D. and Birkett P.* Effects of warm prestressing on the transition toughness behavior of an A533 Grade B Class I pressure vessel steel // *Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074.* – 1990. – P. 264 – 285.
6. *Reed P. A. and Knott J. F.* An investigation of the warm prestressing (WPS) effect in A533B weld metal // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 1992. – **15**, No. 12. – P. 1251 – 1270.
7. *Beremin F. M.* A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel // *J. Metall. Trans.* – 1983. – **14A**. – P. 2277 – 2287.
8. *Chen J. Y., Wang V. B., Wang G. Z., and Chen X.* Mechanism of effects of warm prestressing on apparent toughness of precracked specimens of HSLA steels // *Eng. Fract. Mech.* – 2001. – **68**. – P. 1669 – 1686.
9. *Smith D. J., Hadidimoud S., and Fowler H.* The effects of warm prestressing on cleavage fracture. Pt. 1: Evaluation of experiments // *Ibid.* – 2004. – **71**. – P. 2015 – 2032.
10. *Smith D. J., Hadidimoud S., and Fowler H.* The effects of warm pre-stressing on cleavage fracture. Pt. 2: Finite element analysis // *Ibid.* – P. 2033 – 2051.
11. *Stockl H., Doschen R., Schmitt W., et al.* Quantification of the warm prestressing effect in a shape welded 10MnMoNi5–5 material // *Ibid.* – 2000. – **67**. – P. 119 – 137.
12. *Ritchie R. O., Knott J. F., and Rice J. R.* On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel // *J. Mech. Phys. Solids.* – 1973. – **21**. – P. 395 – 410.
13. *Pokrovskii V. V. and Ivanchenko A. G.* Influence of the modes of thermo-mechanical preloading on the resistance of heat-resistant steels to brittle fracture // *Strength Mater.* – 1999. – **31**, No. 2. – P. 200 – 209.
14. *Pokrovsky V. V., Ivanchenko A. G., Kovrizhkin Yu. L., and Sednev V. A.* Methods for estimation and enhancing of resistance of pressure vessel materials to fracture at different stages of service taking into account actual dimensions

- of the construction // Proc. of Int. Symp. on Contribution of Materials Investigation to the Resolution of Problems Encountered in Pressurized Water Reactors (Sept. 14–18, 1998, Fontevraud, France). – 1998. – Vol. 1. – P. 61 – 73.
15. *Troshchenko V. T., Yasnii P. V., Pokrovskii V. V., and Skorenko Yu. S.* Method and some results of study of fatigue-crack opening // *Strength Mater.* – 1987. – **19**. – N. 10. – P. 1330 – 1336.
 16. *Krasovskij A. J., Krasiko V. N., Stukaturova A. S., et al.* Vzťah lomove houzevnatosti a kritickeho otevrenee trhliny pri dinamickem zatazovanii // *Zvaranie.* – 1982. – **31**, No. 1. – P. 322 – 326.
 17. *Krasovskij A. J., Kashtalyan Yu. A., and Krasiko V. N.* Brittle-to-ductile transition in steels and the critical transition temperature // *Int. J. Fract.* – 1983. – **17**, No. 6. – P. 579 – 582.
 18. *Красовский А. Я., Красико В. Н., Кашталян Ю. В.* Применение метода стереоскопической фрактографии к анализу трещиностойкости конструкционных сталей // *Пробл. прочности.* – 1987. – № 11. – С. 14 – 19.
 19. *Pokrovskii V. V., Kaplunenko V. G., Fedorov V. G., et al.* Preliminary thermomechanical loading (warm prestressing) as a promising method for increasing the radiation resistance of the vessels of water-moderated water-cooled power reactors operating under high pressure // *Strength Mater.* – 1998. – **30**, No. 2. – P. 131 – 144.
 20. *Механика разрушения и прочность материалов: Справочное пособие.* В 4 т. / Под ред. В. В. Панасюка. – Киев: Наук. думка, 1988. – 620 с.
 21. *Котляренко А. А., Прач Т. А., Харченко В. В., Чирков А. Ю.* Численное моделирование напряженно-деформированного состояния в области вершины трещины в компактном образце для испытаний на растяжение // *Пробл. прочности.* – 2009. – № 1. – С. 134 – 140.
 22. *Ясний П., Пиндус Ю., Окіпний І., Шульган І.* Вплив попереднього термомеханічного навантаження на напружено-деформований стан у вістрі тріщини // *Вісн. Тернопіль. держ. техн. ун-ту.* – 2007. – **12**, № 2. – С. 7 – 12.
 23. *Блюменауэр Г., Кремпе М., Уде Й.* Остаточные напряжения у затупленной вершины трещины // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 1998. – № 5. – С. 49 – 52.

Поступила 15. 10. 2009