

DOI: 10.26896/1028-6861-2018-84-1-I-56-65

УДК (UDC) 620.178.2:620.192.7

МОДЕЛИРОВАНИЕ МКЭ РАСПРОСТРАНЕНИЯ И ТОРМОЖЕНИЯ ХРУПКОГО РАЗРУШЕНИЯ В ПЛАСТИНАХ С ИСХОДНОЙ ТРЕЩИНОЙ

© Алексей Витальевич Ильин, Дмитрий Михайлович Артемьев, Владимир Юрьевич Филин

Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей» имени И. В. Горькина национального исследовательского центра «Курчатовский институт» (НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ КМ «Прометей», Москва, Россия; e-mail: npk3@crism. ru

Статья поступила 21 октября 2016 г.

Работоспособность металла при низких климатических температурах часто характеризуется «температурой торможения хрупкого разрушения» T_a , определяемой при испытаниях крупногабаритных образцов-пластин. Однако факт существования такой температуры, не зависящей от действующих напряжений и размера трещины, не согласуется с условием торможения разрушения, формулируемым в терминах механики разрушения. В то же время очевидна необходимость понимания этого процесса, поскольку существующая практика сертификационных испытаний сталей для конструкций арктического базирования фактически основана на не вполне достоверных корреляциях температур вязкохрупкого перехода с температурой T_a . Значительное влияние толщины испытываемого металла на величину T_a свидетельствует о том, что развитие разрушения необходимо анализировать с учетом различия напряженно-деформированного состояния в середине толщины и на приповерхностных участках фронта трещины. Для исследований закономерностей разрушения в широких пластинах при варьировании их толщины применено моделирование МКЭ процесса распространения трещины с применением элементов типа «solid» в трехмерной постановке с введением условных локальных критериев хрупкого и вязкого разрушений на фронте трещины, связываемых с принятым размером элементов сеточной аппроксимации. Такое упрощенное моделирование процесса обеспечивает воспроизведение основных особенностей распространения сквозной трещины в пластинах: туннелирования трещины отрыва при неподвижных ее участках у поверхности, смены механизма разрушения на участках отрыва, смыкания или стабилизации толщины участков среза. Результаты численных экспериментов и аналитических оценок, выполненные на их основе, позволяют сформулировать условия торможения трещины при смешанном (плоская деформация/плоское напряженное состояние) типе деформирования на ее фронте.

Ключевые слова: трещиностойкость; низколегированная хладостойкая сталь; нестабильное распространение и торможение трещины; метод конечных элементов.

SIMULATION OF THE PROPAGATION AND ARREST OF THE BRITTLE FRACTURE IN STEEL PLATES OF WITH INITIAL CRACK USING FINITE ELEMENT METHOD

© Aleksey B. Ilyin, Dmitriy M. Artemiev, Vladimir Yu. Filin

I. V. Gorynin Central research institute of structural materials “Prometey” of the national research center “Kurchatov institute” (NRC “Kurchatov Institute — GRISM “Prometey”)

Submitted October 21, 2016.

Conditions of brittle fracture arrest occurring in rolled sheet of low-alloyed steels at a specific temperature are considered. The problem of revealing correlation between this temperature, thickness of testing specimen and material properties is analyzed using finite element method for computer simulation of unstable crack propagation in 3D setting with specified local criteria of brittle and ductile fracture.

Keywords: fracture toughness; low-alloyed cold-resistant steel; unstable crack propagation and brittle fracture arrest; finite element method.

Возможность торможения трещины, развивающейся по хрупкому механизму, при минимальной (расчетной) температуре эксплуатации — одна из гарантий эксплуатационной надежности сварных крупногабаритных металлоконструкций, работающих в условиях Арктики и Крайнего Севера. К таким конструкциям относятся суда ледового класса и ледоколы, стационарные и плавучие буровые платформы, трубопроводы, морские терминалы и др. Для оценки сопротивления материала хрупкому разрушению используют:

методики, контролирующие вид излома металлопроката натурной толщины — DWTT (Drop weight tear test) [1], $T_{кб}$ (температуру критическую большого образца) [2];

методику, определяющую наивысшую температуру разрушения образца регламентируемых размеров с надрезом в хрупкой наплавке — NDT [3].

Эти методики основаны на корреляции найденных критических температур с так называемой температурой торможения трещины, распространяющейся по хрупкому механизму (T_a). Эта температура определяется при испытаниях крупногабаритных образцов на растяжение по различным методикам: ESSO, Каназава, Робертсона, испытаний на двойное растяжение [4–7]. По результатам испытаний может быть построена так называемая тензотемпературная кривая 1 (рис. 1), для которой по оси абсцисс откладывается температура испытаний (или температура, соответствующая остановке трещины при испытаниях с градиентом температуры по ширине образца), а по оси ординат — отнесенное к пределу текучести σ_Y (определенному для данной температуры) приложенное к образцу растягивающее напряжение σ . При таком виде кривой, отмеченном еще в работе [4] и подтверждаемом более поздними данными [7], величина T_a определяется как температура скачкообразного изменения уровня разрушающих напряжений. Эта температура могла бы рассматриваться как основная характеристика вязкохрупкого перехода, однако ее физический смысл так же, как и физическое содержание температур, определяемых по изменению вида излома, до настоящего времени остается не связанным с подходом механики разрушения. Согласно последнему условие торможения хрупкого разрушения записывается в виде

$$K_1 \geq K_{1a}, \quad (1)$$

где K_1 — значение коэффициента интенсивности напряжений для возможной в конструкции трещины; K_{1a} — характеристика материала — критическое значение коэффициента интенсивности

напряжений при торможении трещины. (Методика определения величины K_{1a} описана, например, в стандарте [8].)

В рамках такого подхода понятие «температура торможения трещины», казалось бы, не имеет смысла, поскольку такая температура, определяющая величину K_{1a} для рассматриваемого материала, должна зависеть от ожидаемого значения K_1 , т. е. от уровня действующих напряжений и размера трещины. Очевидно, что описание эффекта скачкообразного возрастания разрушающих напряжений требует анализа, учитывающего наличие смешанного (плоская деформация — ПД/плоское напряженное состояние — ПНС) типа деформирования на фронте трещины, что подтверждается известным фактом резкого возрастания T_a с увеличением толщины образца t . Аналогично бессмысленно установление связи соотношения кристаллической и волокнистой составляющих в изломе проб натурной толщины с величиной K_{1a} без учета смешанного типа деформирования на фронте разрушения и фактора толщины.

В работе представлены результаты моделирования МКЭ процесса разрушения в образцах-пластинах при номинальном упругом нагружении в присутствии исходной трещины. Цель исследования — определение связи принятых критериев хрупкого и вязкого разрушения и толщины пластины с характером распространения трещины после ее старта и видом излома. Зоны излома, отвечающие критерию хрупкого разрушения, можно интерпретировать как участки «кристалла», а критерию вязкого разрушения — как участки «волокна» (в терминах лабораторных визуальных оценок вида излома).

Численные исследования выполняли применительно к материалу с диаграммой деформирования, характерной для высокопрочной низколегированной стали (предел текучести $\sigma_Y = 600$ МПа, модуль упругости $E = 200\,000$ МПа), и со степенной аппроксимацией диаграммы деформирования за пределами упругого нагружения

$$\sigma = \sigma_Y(\varepsilon/\varepsilon_Y)^n, \quad (2)$$

где показатель степени $n = 0,06$; $\varepsilon_Y = \sigma_Y/E$ — деформация текучести.

Расчетная схематизация задачи моделирования процесса распространения центральной трещины в пластине при растяжении представлена на рис. 2 (рассматривали 1/4 пластины из соображений ее симметрии по двум осям). Использовали объемные элементы типа solid с квадратичной функцией формы и достаточно малыми размерами по отношению к толщине пластины в зоне



Рис. 1. Тензотемпературная кривая остановки трещины и ее условное представление (заштрихованная область) для образца из стали марки D40 толщиной 20 мм [7]

разрушения для того, чтобы адекватно отображать трансформацию напряженного состояния от ПД к ПНС. Область подробной дискретизации впереди вершины трещины разбивали на кубические элементы с одинаковым размером граней b . Поскольку из первых же численных экспериментов было ясно, что итоговый результат расчета (торможение или распространение трещины) определяется лишь при отслеживании процесса на больших подростах трещины, иногда многократно превосходящих толщину, область с мелкими элементами (область A) была вытянута в направлении распространения трещины по оси Y (см. рис. 2). Нагружение осуществляли поэтапным заданием перемещений U_x в направлении X . Продвижение трещины моделировали раскреплением узлов сетки, принадлежащих элементам, для которых выполнялся тот или иной критерий разрушения.

Ключевой момент при моделировании распространения трещины — выбор критерия разрушения. Известны многочисленные работы по формулировке локальных критериев разрушения — как хрупкого, так и вязкого. Однако точное их воспроизведение требует чрезвычайно подробной сеточной аппроксимации для отображения не только физической, но и геометрической нелинейности задачи. Для корректного моделирования в центральной части фронта трещины в условиях ПД необходимо отображать реальное притупление ее вершины. Для приповерхностных участков фронта трещины следует учитывать преимущественную реализацию вязкого разрушения в плоскостях максимального среза (т. е. образование «губ среза») под углом около 45° к плоскости отрыва, что влечет за собой нарушение симметрии задачи относительно плоскости XY (см. рис. 2). Очевидно, что из-за этих сложностей известные результаты исполь-

зования МКЭ ограничены рассмотрением старта трещины, но не ее распространения. Поэтому были приняты следующие упрощенные условия разрушения.

1. Разрушение считается хрупким, если в объеме элемента размером b из области A максимальные главные напряжения σ_1 превосходят величину $\eta\sigma_Y$, где η — задаваемый коэффициент. При малых пластических деформациях этот коэффициент может рассматриваться как параметр жесткости напряженного состояния — отношение σ_1 к интенсивности напряжений σ_i : $\eta \approx \sigma_1/\sigma_i$. Поскольку величина σ_1 достигает максимальных значений в направлении X в плоскости трещины, моделирование ее распространения в плоскости симметрии задачи YZ при $X = 0$ физически обосновано.

2. Разрушение считается вязким, если в каком-либо элементе с координатами X, Y, Z достигается интенсивность деформации ε_i , равная критической ε_{cr} . Известно, что при типе деформирования ПД максимум ε_i также находится в плоскости $X = 0$, что соответствует в изломе плоским участкам вязкого отрыва. Но в зонах преобладания ПНС, вероятнее всего, элементы с максимальными значениями ε_i находятся в плоскости максимального сдвига. В этом случае проводили раскрепление узлов сетки не в элементе с максимальным значением ε_i , а в элементе, находящемся под ним в плоскости распространения трещины (т. е. при том же значении Y, Z , но при $X = 0$), чтобы при продвижении трещины не нарушать плоскости симметрии. Это не соответствует физике процесса, однако во всех рассмотренных случаях наблюдался эффект туннелирования трещины отрыва. Поэтому неточность воспроизведения геометрии далеко позади фронта разрушения не должна отражаться на точности воспроизведения напряженно-деформированного состояния на этом фронте.

Приводимые ниже результаты расчетов получены для трех вариантов условий хрупкого разрушения, задаваемых парой чисел — η и b :

- 1) $\eta = 2,4, b = 0,5$ мм; 2) $\eta = 2,2, b = 0,5$ мм;
- 3) $\eta = 2,2, b = 0,25$ мм.

Выбор таких величин b обусловлен, с одной стороны, необходимостью реализации численного эксперимента при подробной сеточной аппроксимации при продвижении трещины на десятки миллиметров, а с другой — необходимостью моделирования зоны пластической деформации в вершине движущейся трещины. Выбор значений η связан с тем, что максимальные оценки этого коэффициента достигают $3,0 - 3,2$ непосредственно в вершине трещины и снижаются до $1,0$ на границе зоны пластических деформаций. Таким образом, при заданной диаграмме дефор-

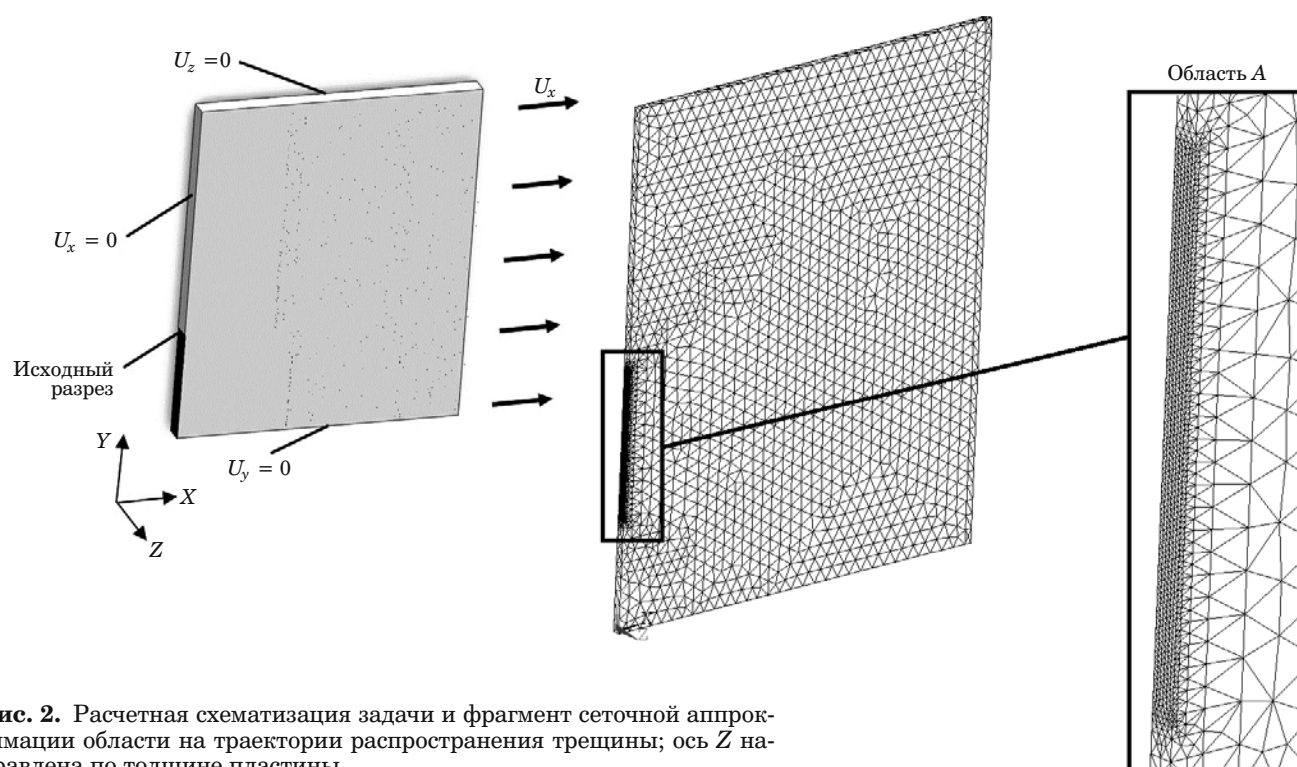


Рис. 2. Расчетная схематизация задачи и фрагмент сеточной аппроксимации области на траектории распространения трещины; ось Z направлена по толщине пластины

мирования материала каждой паре чисел соответствует определенное значение K_{1a} , уменьшающееся от варианта 1 к варианту 3 при уменьшении как η , так и b .

Критерий вязкого разрушения принимали всегда одинаковым — $\varepsilon_{cr} = 0,30$, что по известным данным для высокопрочных низколегированных сталей соответствует деформационной способности металла при ПНС (получено при испытаниях на загиб широких пластин).

Результаты численных исследований. Расчеты МКЭ выполняли для пластин размером 600 мм по оси X (половина — 300 мм) с центральной трещиной длиной 160 и 40 мм; для обеих длин трещины ширина нетто-сечения (по оси Y) составляла 280 мм. В первой части исследований численный эксперимент выполняли следующим образом: проводили поэтапное моделирование нагружения пластины до нагрузки, соответствующей выполнению условия хрупкого разрушения, после чего дальнейшее нагружение прекращали и выполняли поэтапное раскрепление узлов с продолжением решения задачи — либо до итерации, после которой фронт хрупкого разрушения не изменялся (трещина «тормозилась»), либо до достижения этим фронтом границы зоны A (см. рис. 2) с мелкой сеткой (трещина «распространялась»). Во всех случаях результатом такого эксперимента было так называемое туннелирование трещины отрыва, а критерий вязкого разрушения либо не выполнялся ни в одном элементе, либо выполнялся в приповерхностных эле-

ментах, начиная от исходного положения трещины, с большим отставанием от фронта хрупкого разрушения (что моделирует наблюдаемый экспериментально дорыв металла на участках среза). Примеры получаемых результатов — значения максимальных напряжений в плоскости трещины на последней итерации и фронт раскрепления — приведены на рис. 3 для варианта 2 условия хрупкого разрушения. В этих примерах для толщин 10 и 15 мм полученный результат интерпретируется как торможение трещины, для толщины 20 мм — как ее распространение.

В таблице приведены некоторые результаты расчетов, проведенных при варианте 1 условия хрупкого разрушения. Для трещины с начальным размером 160 мм для всех толщин в диапазоне от 5 до 40 мм старт по хрупкому механизму происходит практически при одинаковой нагрузке и, соответственно, одинаковом значении $K_1 \approx 76 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$. Эту величину можно интерпретировать как K_{1a} , соответствующий данному критерию разрушения. Аналогичным образом независимость нагрузки старта трещины от толщины получена и для вариантов 2 и 3 условий хрупкого разрушения; для этих вариантов K_{1a} составил 57 и 40 $\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ соответственно. Приведенные стартовые значения

$$K_1 = Y\sigma\sqrt{\pi l}, \quad (3)$$

где σ — номинальные напряжения, достигнутые при старте трещины, определенные для брут-

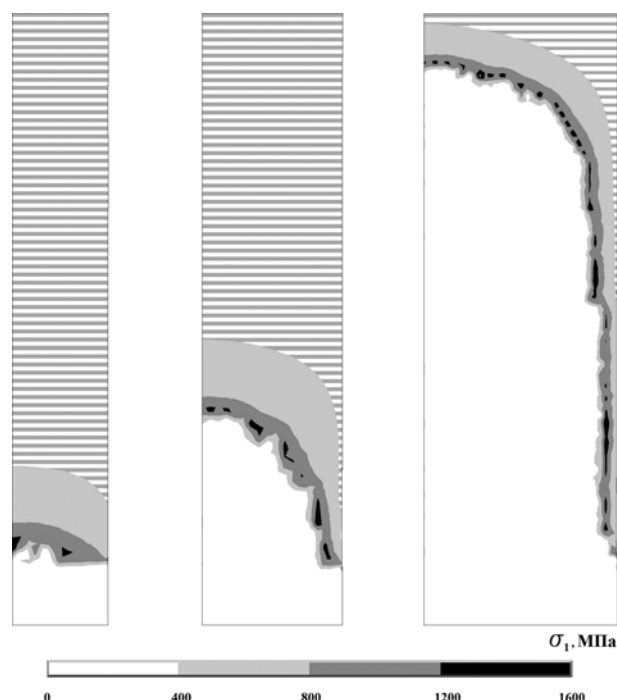


Рис. 3. Результаты моделирования продвижения трещины: торможение хрупкого разрушения для толщины 10 и 15 мм и распространение — для толщины 20 мм (с помощью горизонтальной штриховки показана граница распространения трещины)

то-сечения пластины; l — полудлина исходной трещины; Y — поправочный коэффициент, зависящий от отношения l к нетто-ширине B (при принятых размерах задачи он практически равен единице).

Для пластины такого же нетто-сечения с длиной трещины 40 мм (см. таблицу). Для достижения того же значения K_{Ia} , что и для длинной трещины, согласно формуле (3) необходимо было увеличить напряжения в два раза. Однако оказалось, что напряжения старта трещины возросли более чем в два раза и появилась их зависимость от толщины. Эти факты могут быть объяснены нарушением однозначной связи жесткости напряженного состояния (распределения параметра η впереди вершины трещины) с величиной K_I . В известных работах (например, [9, 10]) показано, что η как функция расстояния от вершины трещины однозначно определяется заданием K_I лишь для области маломасштабной текучести (ММТ), когда радиус пластической зоны в вершине трещины существенно (по крайней мере на порядок) меньше всех размеров задачи. Поэтому появление зависимости трещиностойкости старта трещины при невыполнении условий ММТ закономерно. Более неожиданным является снижение нагрузки старта трещины с уменьшением толщины: напряженное состояние в центре ис-

Результаты моделирования разрушения в пластине 600×600 мм при варианте 1 условия хрупкого разрушения

Толщина t , мм	Номинальные напряжения, МПа	Расчетное значение K_I при старте трещины, МПа $\cdot$ м ^{1/2}	Характер разрушения
Длина начальной трещины 160 мм			
40	148	75	Распространение
31	153	77	—»—
30	152	77	Торможение
25	155	78	—»—
15	159	81	—»—
10	162	82	—»—
5	161	81	—»—
Длина начальной трещины 40 мм			
40	548	139	Распространение
20	417	115	—»—
15	402	111	Торможение
10	377	105	—»—
5	392	98	—»—

ходного фронта трещины для более тонкой пластины оказывается более жестким.

Следует также отметить, что повышение значения K_I при старте трещины при приближении номинальных напряжений к пределу текучести приводит к облегчению дальнейшего распространения хрупкого разрушения по нетто-сечению. Если при $\eta = 2,4$ для длинной трещины (ММТ) граничная толщина условий «распространение/торможение» составляла 30 мм, то для короткой — 15 – 20 мм.

Представленные выше результаты фактически моделируют распространение трещины после ее старта в нестабильном режиме, так как закрепление узлов сетки КЭ осуществлялось без дальнейшего приращения перемещений точек приложения нагрузки. В этом случае трудно судить, соответствует ли рассматриваемая расчетная ситуация «абсолютному» условию торможения трещины или нет, поскольку в реальной ситуации величина параметра нагрузки K_I при продвижении трещины может возрастать. В общем виде условие распространения трещины (в пределах корректности описания НДС в ее вершине параметром K_I) представим в виде

$$\partial K_I / \partial a \geq dK_a(a) / da, \quad (4)$$

где $\partial K_I / \partial a$ — характеристика условий нагружения; a — приращение трещины; $K_a(a)$ — функция, характеризующая свойства материала в данной толщине и определяемая набором заданных условий локального разрушения (т. е. стар-

товым значением K_{1a} и величиной ε_{cr}) и значением t . При вязком механизме разрушения на всем фронте трещины эти зависимости хорошо известны и их экспериментальное определение описывается в современных стандартах по определению трещиностойкости [11]. При доминировании хрупкого механизма разрушения и смешанном типе деформирования ПД/ПНС анализ таких зависимостей, соответствующих распространению трещины скачками при монотонном возрастании нагрузки, в литературе отсутствует.

Для определения МКЭ зависимостей $K_a(a)$ при заданных локальных условиях разрушения была применена следующая методика. Пластины нагружали пошаговым увеличением перемещений точек приложения нагрузки до достижения условия хрупкого разрушения хотя бы в одном элементе у вершины трещины, затем поэтапно раскрепляли узлы «разрушенных» элементов до прекращения продвижения трещины, после чего вновь увеличивали перемещения, и т. д. В результате можно получить зависимость приложенных брутто-напряжений σ от величины a (максимальной длины подроста трещины для участка туннелирования) и вычислить $K_a = \sigma \sqrt{\pi(l+a)}$. Такая оценка будет явно завышенной, поскольку фронт трещины кривой, а точное решение для криволинейного фронта трещины требует дополнительных исследований. Однако для качественного анализа по признаку «торможение/распространение трещины» достаточно рассмотреть характер получаемых зависимостей от текущей длины трещины для напряжений σ , вычисленных для нетто-сечения $t(l+a)$. На рис. 4 представлены такие зависимости для вариантов 1 и 2 условий хрупкого разрушения при различной толщине пластин. Начальная длина трещины — 160 мм. Результаты моделирования могут быть представлены также распределением интенсивностей пластической деформации в плоскости излома (рис. 5). На разрушенных участках зоны с пластическими деформациями более 0,30 моделируют вязкие участки излома, менее 0,30 — хрупкие. При этом участки с большой пластической деформацией, предшествовавшей хрупкому разрушению, но меньшей 0,30, могут физически интерпретироваться как квазискол.

По данной серии расчетов можно выделить три типа разрушения.

1. Для малых толщин получаем круто возрастающие зависимости $\sigma(a)$ с достижением величиной σ предела текучести в нетто-сечении. В реальности этот тип излома должен соответствовать переходу разрушения от отрыва к 100 %-му срезу. Однако при $t = 5$ (см. рис. 5) видно, что и в этом случае моделирование позволяет воспроизвести экспериментально наблюдаемые пятна

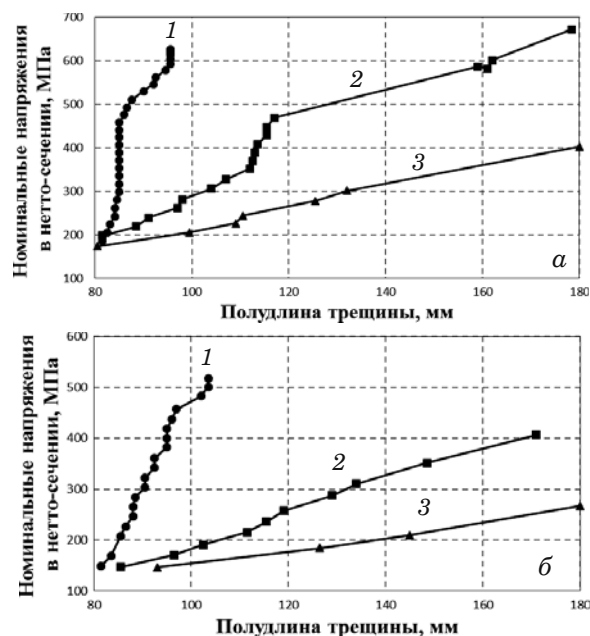


Рис. 4. Зависимости приложенные напряжения — длина трещины при 1 (а) и 2 (б) вариантах критериев хрупкого разрушения и толщине пластин, равной 10 (1), 20 (2), 30 мм (3)

кристаллического излома с волокнистыми перемычками.

2. Для промежуточного диапазона толщин имеем зависимости $\sigma(a)$, в которых после скачков нестабильного распространения трещины при $\sigma = \text{const}$ для ее последующего проскока необходимо возрастание нагрузки, часто при застывшем на несколько этапов нагружения фронте трещины. В модели излома преобладают участки хрупкого разрушения, но имеются фрагменты и вязкого (например, для $t = 15$ мм на рис. 5). Однако монотонное возрастание ширины неразрушенных участков у поверхности в этом примере является признаком того, что трещина рано или поздно затормозится.

3. Для больших толщин характерны пологие зависимости, состоящие из последовательных проскоков трещины полностью по хрупкому механизму. Качественным отличием от предыдущего случая является постоянная ширина неразрушенных приповерхностных участков (например, для $t = 30$ мм на рис. 5), что свидетельствует о близости рассматриваемого варианта к выполнению условия неограниченного распространения трещины: $dK_a/da \approx 0$.

Анализ результатов численного моделирования. В первом приближении можно предположить, что условия распространения трещины отрыва однозначно определяются значением без-

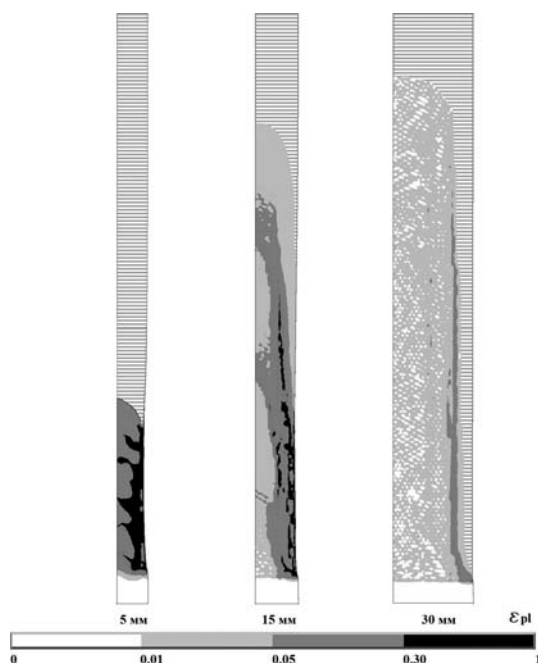


Рис. 5. Распределение интенсивности накопленной пластической деформации по поверхностям изломов трех типов при 1-м варианте критерия хрупкого разрушения (с помощью горизонтальной штриховки показана граница распространения трещины)

размерного параметра относительной трещиностойкости

$$\beta = \frac{1}{t} \left(\frac{K_{1a}}{\sigma_Y} \right)^2. \quad (5)$$

Эта величина пропорциональна отношению радиуса зоны пластической деформации в вершине трещины r_{pl} к толщине. Если $r_{pl} \sim C(K_{1a}/\sigma_Y)^2$, где C — коэффициент, то получим

$$\beta = \frac{1}{C} \frac{r_{pl}}{t}. \quad (6)$$

По известным оценкам коэффициент C равен $1/\pi$ для ПНС и $1/9\pi$ для ПД [13]. По результатам моделирования МКЭ получено, что при старте и распространении хрупкого разрушения в условиях постоянства перемещения точки приложения нагрузки неразрушенными остаются приповерхностные участки фронта трещины, которые можно рассматривать как зону доминирования ПНС и последующего формирования «губ среза». Ширина их τ находится в диапазоне между значениями r_{pl} для ПД и ПНС и по полученным оценкам соответствует значению коэффициента C в диапазоне 0,14 – 0,16.

Результаты серии численных экспериментов по распространению трещины исходной длиной 160 мм при $t = var$ показали, что для вариантов условий хрупкого разрушения 1 и 2 (соответ-

ствующих стартовым значениям K_{1a} , равным 76 и 57 МПа · м^{1/2}) условие «абсолютного» торможения трещины выполняется для толщин не более 15 и 8 мм соответственно, а условие «абсолютного» распространения хрупкого разрушения ($dK_a/da \approx 0$) — для толщин более 20 и 35 мм соответственно. Таким образом, отношения граничных толщин оказываются близки к отношению квадратов величины K_{1a} и оба условия в пересчете на значения β приблизительно соответствуют неравенствам

$$\beta \geq 1,1 \text{ (для абсолютного торможения),} \quad (7a)$$

$$\beta < 0,45 \text{ (для абсолютного распространения).} \quad (7b)$$

Промежуточные значения соответствуют ситуациям, когда распространение трещины по хрупкому механизму может привести к разрушению образца конечных размеров, а результат испытаний зависит от приложенных напряжений и геометрии задачи, т. е. определяется неравенством (4), но исход результата для бесконечной по длине пластины с длинной трещиной не ясен.

Целесообразно получить аналитическое выражение для зависимостей $K_a(a)$, позволяющих анализировать их принципиальную взаимосвязь с варьируемыми параметрами задачи — t , σ_Y и стартовым значением K_{1a} , определяемым заданным локальным критерием хрупкого разрушения. Примем, что продвижение трещины в режиме «туннелирования» описывается энергетическим балансом, в котором изменение упругой энергии при ее подросе dW_{el} равно приращению работы деформирования, совершаемой в неразрушенных приповерхностных зонах ПНС (dW_{pl}), и приращению работы разрушения на участке туннелирующего хрупкого разрушения (dW_{br}):

$$dW_{el}/da = dW_{br}/da + dW_{pl}/da. \quad (8)$$

Учтем, что при подросе трещины на величину a размер «губ среза» τ зависит от текущего значения K_a :

$$\tau = C \frac{K_a^2}{\sigma_Y^2}. \quad (9)$$

Предположим, что пластическое деформирование в зонах ПНС происходит в сечении с площадью, пропорциональной τ^2 , при плотности работы пластического деформирования (в пренебрежении деформационным упрочнением материала), равной $\sigma_Y \epsilon$, где ϵ — средняя пластическая

деформация в зоне ПНС рассматриваемого сечения. Тогда равенство (8) можно привести к виду

$$\frac{K_a^2}{E} \left[t - 2C \frac{K_a^2}{\sigma_Y^2} \right] = \frac{K_{1a}^2}{E} \left[t - 2C \frac{K_a^2}{\sigma_Y^2} \right] + \frac{d}{da} \left[2 \int_0^a \sigma_Y \varepsilon(x) \tau^2(x) dx \right], \quad (10)$$

где переменная x под знаком интеграла — расстояние, измеряемое от переднего фронта туннелирующей трещины отрыва до рассматриваемого сечения.

Предположим, что функция

$$\varepsilon(x) = u/\tau, \quad (11)$$

где u — раскрытие трещины отрыва в сечении x . Согласно известным упругим решениям для перемещений в окрестности вершины трещины

$$u = \frac{2K_{1a}(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{x}{2\pi}}, \quad (12)$$

где ν — коэффициент Пуассона. Предполагая, что раскрытие трещины должно определяться стартовым (а не текущим) значением $K_a = K_{1a}$, и учитывая, что отношение коэффициентов в (12) близко к единице, получим

$$\varepsilon(x) \approx \frac{K_{1a} \sigma_Y^2}{ECK_a^2} \sqrt{x}. \quad (13)$$

В итоге величина

$$\frac{dW_{pl}}{da} = \frac{2CK_{1a}}{\sigma_Y E} \frac{d}{da} \int_0^a K^2(x) \sqrt{x} dx = \frac{2CK_{1a}^3}{\sigma_Y E} \sqrt{a} \quad (14)$$

и зависимость $K_a(a)$ определяется как наименьший знакоположительный корень биквадратного уравнения:

$$K_a(a) = \sqrt{\frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AD}}{2A}}, \quad (15)$$

где $A = -\frac{2C}{\sigma_Y^2}$; $B = t + \frac{2CK_{1a}^2}{\sigma_Y^2}$; $D = \frac{2CK_{1a}^3}{\sigma_Y} \sqrt{a} - K_{1a}^2 t$.

На рис. 6 приведены полученные по формуле (15) зависимости $K_a(a)$ при следующих значениях исходных параметров: $K_{1a} = 76 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$; $\sigma_Y = 600 \text{ МПа}$; $C = 0,15$ при варьируемых значениях t . Эти оценки качественно подтверждают результаты численного моделирования влияния толщины и исходного значения K_{1a} на характер определяемых зависимостей. При увеличении a

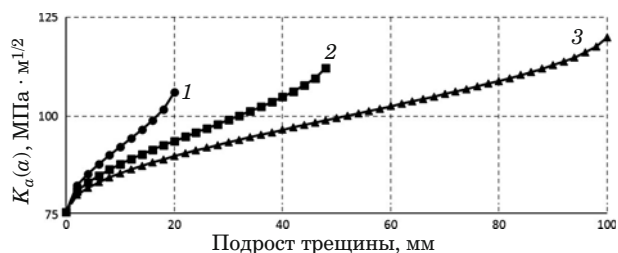


Рис. 6. Расчетные зависимости $K_a(a)$ по формуле (15) при исходном значении $K_{1a} = 76 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ и варьируемых параметрах t , равных 15 (1), 17,5 (2) и 20 мм (3)

значение K_a монотонно возрастает вплоть до выполнения условия

$$B^2 \leq 4AD, \quad (16)$$

при котором решение в области действительных чисел отсутствует. Физически это можно интерпретировать как невыполнение энергетического условия хрупкого разрушения, т. е. как условие «абсолютного» торможения трещины при максимальном для данного расчетного варианта значении K_a :

$$(K_a)_{\max} = \sqrt{\frac{\sigma_Y^2 t}{4C} + \frac{K_{1a}^2}{2}}. \quad (17)$$

Однако возможность выполнения условия «абсолютного распространения» трещины из сделанных предположений не следует: монотонное возрастание зависимости $K_a(a)$ означает, что неравенство (16) выполнится всегда при том или ином значении a , т. е. трещина рано или поздно остановится из-за возрастания величины dW_{pl}/da . Неограниченное распространение хрупкого разрушения возможно лишь в том случае, когда до достижения нагрузки граничного значения $(K_a)_{\max}$ будут достигнуты условия старта вязкого разрушения участков ПНС на исходном фронте трещины. Критическое продвижение туннелирующего фронта трещины, соответствующее величине $(K_a)_{\max}$, может быть найдено из уравнения (16) со знаком равенства. Используя вместо стартовой трещиностойкости K_{1a} ее относительное значение β (см. формулу (6)), получим

$$(1 + 2C\beta)^2 = 8C\beta \left(2C\sqrt{\beta} \sqrt{\frac{a}{t}} + a \right). \quad (18)$$

Следовательно, условие торможения хрупкого разрушения может быть сформулировано в виде $\beta \geq \text{const}$, но для этого величину a критического туннелирования трещины отрыва в (18) необходимо выразить через критическую деформацию

разрушения на участках ПНС. Используя формулу (13) при $K_a = K_{1a}$, получим

$$(1 + 2C\beta)^2 = 8C\beta \left(2C^2\beta \frac{E\varepsilon_{cr}}{\sigma_Y} + 1 \right), \quad (19)$$

где $C = 0,15$; $\beta = \frac{-0,6 - \sqrt{0,36 - 4C_1}}{-2C_1}$, $C_1 = 0,09 - 0,054 \frac{E\varepsilon_{cr}}{\sigma_Y}$.

В данном случае в качестве максимальной оценки ε_{cr} следует принимать величину, не большую $1/2$ значения ε_{cr} , установленного в качестве деформационного критерия разрушения ($= 0,30$), так как должно быть выполнено усреднение по площади сечения t^2 , а равномерным можно считать деформирование на площади $t^2/2$. При такой оценке получим, что условие неограниченного распространения хрупкого разрушения соответствует следующим значениям β :

$\beta \leq 0,58$ при $\sigma_Y = 400$ МПа;

$\beta \leq 0,74$ при $\sigma_Y = 600$ МПа (что приблизительно соответствует середине интервала, найденного расчетами МКЭ для данного значения σ_Y [см. неравенства (7)];

$\beta \leq 0,89$ при $\sigma_Y = 800$ МПа.

Таким образом, из предложенной модели следует, что конкретное граничное значение β не является постоянным, но определяется характеристиками материала — его пределом текучести и деформационной способностью в условиях ПНС.

Применение простейших формулировок критериев хрупкого и вязкого разрушений, относимых к фиксированным размерам элементов типа solid сеточной аппроксимации МКЭ, позволяет моделировать практически все наблюдаемые в экспериментах особенности распространения хрупкого разрушения при смешанном напряженном состоянии (ПД/ПНС) на фронте трещины:

туннелирование хрупкого разрушения на расстояние, многократно превышающее толщину пластины, при неподвижных участках исходного фронта трещины у поверхностей;

реализацию различных видов излома — обладающе хрупкого с постоянной шириной приповерхностных участков среза (губ среза); хрупкого, перемежающегося перемычками вязкого разрушения отрыва и губами среза монотонно возрастающей ширины; хрупкого участка типа клина, упирающегося в смыкающиеся губы среза;

изменение типа излома при варьировании толщины, а также при постоянной толщине, при переходе от условий маломасштабной текучести к полномасштабному пластическому деформированию в нетто-сечении.

Интерпретация критериев хрупкого разрушения, задаваемых при моделировании МКЭ продвижения трещины как соответствующих определенному уровню трещиностойкости материала K_{1a} при быстром распространении трещины, позволяет сделать следующие выводы.

1. Нагрузка старта хрупкого разрушения определяется величиной K_{1a} и не зависит от толщины пластины в условиях маломасштабной текучести. При нарушении условий ММТ такая зависимость появляется.

2. После старта трещины возможность ее нестабильного распространения на большое расстояние (соизмеримое или многократно превышающее толщину) или торможения определяется параметром относительной трещиностойкости β . При $\beta \geq 1,1$ численное моделирование предсказывает полное торможение трещины, при $\beta < 0,45$ — неограниченное ее распространение с постоянной толщиной губ среза. В промежуточных случаях предсказывается распространение трещины при условии увеличения параметра нагруженности в вершине трещины K (R -кривые). Предложенная аналитическая модель процесса распространения трещины при смешанном НДС на ее фронте уточняет, что граничное значение β , разделяющее условия торможения и распространения трещины, должно зависеть от предела текучести материала и критической деформации в условиях ПНС. Но возможность определения условия торможения трещины как не зависящего от параметров нагрузки и геометрии задачи, т. е. от значений K_1 и $\partial K_1/\partial a$, подтверждает существование некоей критической температуры торможения трещины для данной стали в данной толщине проката. Эта температура соответствует достижению определенных значений температурно-зависимых параметров стали — возрастающей с увеличением температуры трещиностойкости при плоской деформации (K_{1a}) и снижающегося предела текучести.

Выполненные численные эксперименты, безусловно, не моделируют динамического характера рассматриваемой задачи. При более строгом подходе должны учитываться вклад кинетической энергии в энергетический баланс условия распространения трещины, зависимость предела текучести от скорости деформирования металла в вершине трещины и зависимость самой энергоемкости разрушения от скорости трещины. Однако можно предполагать, что первый фактор имеет существенное значение лишь в том случае, когда ставится задача оценки длины затормозившейся трещины, а не установления факта ее торможения. Принятые для расчетов характеристики материала могут рассматриваться как соответ-

ствующие высокоскоростному деформированию. Кроме того, основной целью работы явилось сопоставление различных методик определения критических температур вязкохрупкого перехода, которые будут рассмотрены в следующей статье авторов. Следует ожидать, что высокоскоростное нагружение металла в вершине трещины при нестабильном распространении хрупкого разрушения реализуется во всех методиках приблизительно одинаково.

ЛИТЕРАТУРА

1. ASTM E 208-06 (2012). Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
2. Russian Maritime Register of Shipping, Rules for the Classification, Construction and Equipment of Mobile Offshore Drilling Units and Fixed Offshore Platforms, 2014.
3. ASTM E 436-03 (2014). Standard Test Method for Drop-Weight Tear Tests of Ferritic Steels.
4. **Robertson T.** Propagation of brittle fracture in steel / *J. Iron Steel Inst.* 1953. Vol. 175. P. 361 – 374.
5. **Холл У., Кихара Х., Зут В., Уэллс А. А.** Хрупкие разрушения сварных конструкций. — М.: Машиностроение, 1974. — 320 с.
6. **Barsom J., Rolfe S.** Fracture and Fatigue Control in structures — applications of fracture mechanics. Second Edition. — Prentice-Hall, 1987. — 516 p.
7. **Палий О. М.** Проблемы обеспечения прочности и ресурса корпусов судов и объектов морской техники при использовании высокопрочных материалов / Труды межд. конф. по судостроению, секция С, ЦНИИ им. акад. А. Н. Крылова. 1994. С. 1 – 12.
8. ASTM E 1221-2012. Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels.
9. **Larsson S., Carlsson A.** Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding / *J. Mech. Phys. Solids.* 1973. N 21. P. 263 – 277.
10. **Du Z., Hancock J.** The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint / *J. Mech. Phys. Solids.* 1991. N 39. P. 555 – 567.
11. ASTM E 1820-15a. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
12. **Броек Д.** Основы механики разрушения / Пер. с англ. — М.: Высшая школа, 1980. — 368 с.

REFERENCES

1. ASTM E 208-06 (2012). Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
2. Russian Maritime Register of Shipping, Rules for the Classification, Construction and Equipment of Mobile Offshore Drilling Units and Fixed Offshore Platforms, 2014.
3. ASTM E 436-03 (2014). Standard Test Method for Drop-Weight Tear Tests of Ferritic Steels.
4. **Robertson T.** Propagation of brittle fracture in steel / *J. Iron Steel Inst.* 1953. Vol. 175. P. 361 – 374.
5. **Hall W., Kikhar H., Zoot V., Wells A. A.** Brittle fracture of welded structures. — Moscow: Mashinostroenie, 1974. — 320 p. [in Russian].
6. **Barsom J., Rolfe S.** Fracture and Fatigue Control in structures — applications of fracture mechanics. Second Edition. — Prentice-Hall, 1987. — 516 p.
7. **Palii O. M.** Problems of strength and lifetime assurance of hulls and objects of maritime engineering while using of high-strength materials / Proceedings of Int. Conf. on Shipbuilding, Section C, Acad. A. N. Krylov Central Research Institute. 1994. P. 1 – 12 [in Russian].
8. ASTM E 1221-2012. Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack-Arrest Fracture Toughness, K_{Ia} , of Ferritic Steels.
9. **Larsson S., Carlsson A.** Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding / *J. Mech. Phys. Solids.* 1973. N 21. P. 263 – 277.
10. **Du Z., Hancock J.** The effect of non-singular stresses on crack-tip constraint / *J. Mech. Phys. Solids.* 1991. N 39. P. 555 – 567.
11. ASTM E 1820-15a. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
12. **Broek D.** Elementary engineering fracture mechanics. — Leyden, 1974. — 408 p.