

Сопротивление разрушению листовых металлов и тонкостенных конструкций. Сообщение 1. Критический обзор

В. П. Науменко^а, И. В. Лиманский^б

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

^б Государственное предприятие “АНТОНОВ”, Киев, Украина

Рассмотрены основные положения наиболее распространенных методов определения характерных состояний сквозных трещин отрыва в образцах и деталях из листовых металлов, разрушающихся в условиях, близких к плоскому напряженному состоянию. Приведены результаты экспериментальных исследований, позволяющие судить об относительных достоинствах и недостатках этих методов с точки зрения возможности их использования в инженерных оценках целостности и остаточной прочности тонкостенных конструкций.

Ключевые слова: листовые металлы, тонкостенные конструкции, инженерные оценки разрушения, испытания на трещиностойкость, характеристики трещиностойкости, стесненность деформаций.

Введение. Тонкостенные конструкции из металлических материалов широко используются в изделиях авиа-, ракето-, судо- и автомобилестроения, а также в магистральных трубопроводах, сосудах давления. В крупногабаритных элементах таких конструкций сквозные трещины чаще всего растут при двухосном нагружении вдоль нормали к линии действия наибольшей растягивающей нагрузки, т.е. по форме I нормального отрыва. Разработка общей теории и методологии исследований этого физического явления занимает главное место в механике разрушения, начиная с основополагающей работы Гриффитса [1].

1. Целостность поврежденных конструкций. Надежную эксплуатацию деталей и конструкций ответственного назначения в настоящее время обеспечивают с помощью инженерных (упрощенных) методов оценки характерных, т.е. важных с практической точки зрения, состояний трещин и трещиноподобных дефектов. Предполагается, что при статическом приложении внешних нагрузок такие состояния трещины можно определять двумя способами: либо путем построения диаграмм оценки разрушения (ДОР), либо сравнением текущих и характерных значений трещиноподвижной силы [2–8].

Уравнение ДОР представляет собой некоторую, не зависящую от геометрии детали, границу раздела между областями опасного и безопасного состояний имеющейся в ней трещины. Второй способ отличается от первого тем, что процедура определения трещиноподвижной силы отделена от процедуры сравнения ее текущего значения с характеристиками трещиностойкости материала детали. Об отсутствии принципиальных различий между этими способами свидетельствует факт их взаимосогласованного использования в рамках общеевропейских методов SINTAP [2] и FITNET [3].

В передовых методах оценки разрушения металлических конструкций [2–8] используется инженерная концепция FFS (fitness-for-service, т.е. совместимость с предназначением). Заданные величины внешних нагрузок можно прикладывать к поврежденной конструкции при условии выполнения некоторой совокупности требований к наиболее опасной трещине. Их устанавливают с помощью методики многоуровневой (иерархической) оценки допустимых состояний так называемой постулируемой трещины. С повышением уровня расчетной процедуры увеличива-

ются затраты на получение исходных данных о свойствах материала конструкции, что позволяет планомерно снижать степень консервативности (заниженности) результатов оценки показателей целостности и остаточной прочности конструкции, которые далее будем называть показателями FFS.

Для определения величин показателей FFS, относящихся к тому или иному уровню расчета, необходимо иметь наперед заданный набор данных о характеристиках механического поведения материала конструкции, как минимум, в лабораторных условиях. С этой целью используют результаты испытаний образцов разных типов, содержащих [9, 10] и не содержащих [11, 12] начальные концентраторы напряжений. Эффективность и надежность методов оценок разрушения определяются, прежде всего, достоверностью и полнотой данных о пластичности, прочности и трещиностойкости материала конструкции. Также важна информация о связях между соответствующими характеристиками.

По сравнению с многочисленными аналогами методы стандартных оценок показателей FFS металлических конструкций [2–8] и методы стандартных испытаний металлов на трещиностойкость [9, 10] обладают относительно высокими уровнями научной обоснованности и универсальности. В нормативных документах [2–10] системно отражены основные достижения и недостатки классических теорий механики разрушения, относящиеся не только к начальному, но и к данному этапам их развития.

Современным процедурам расчета показателей FFS для тонкостенных конструкций свойствен чрезмерно упрощенный анализ закономерностей формирования и роста сквозных трещин как при одноосном, так и при двухосном приложении внешних нагрузок. Величины стабильных приростов трещины в крупногабаритных деталях таких конструкций, например в трубопроводах, могут в десятки и сотни раз превышать их толщину. По мере удлинения трещины деталь теряет устойчивость. Ее поверхности начинают выпучиваться, т.е. смещаться в поперечном направлении. При этом микромеханизмы процесса образования новых поверхностей и параметры разрушения становятся зависимыми от ограничений, которые препятствуют увеличению поперечных смещений.

2. Традиционные подходы механики разрушения. Научной основой стандартных методов [2–10] являются теоретические модели и критерии классической механики разрушения. Классическими принято считать однопараметрические критерии разрушения Гриффитса, Ирвина, Баренблатта, Леонова–Панасюка–Дагдейла и Черепанова–Райса. Эти критерии используются, главным образом, для определения разнообразных параметров асимптотических полей напряжений, смещений и деформаций у вершин математически острых разрезов. Тем самым предельно упрощается анализ исследуемого явления и открывается путь к разработке универсальных методов оценки показателей FFS.

2.1. Однопараметрические критерии разрушения. К ним обычно относят следующие критерии механики разрушения: силовой ($K = K_{Ic}$ или $K = K_{c}$); деформационный ($\delta = \delta_{Ic}$ или $\delta = \delta_{c}$) и энергетический ($J = J_{Ic}$ или $J = J_{c}$). Здесь K – коэффициент интенсивности напряжений; δ – раскрытие вершины трещины; J – энергетический контурный интеграл; Ic и c – индексы критичности соответственно для условий плоской деформации и плоского напряженного состояния. На начальном этапе развития механики разрушения многие полагали, что характерные значения этих параметров позволяют однозначно оценивать предельное состояние материала в окрестности вершины трещины.

Величинам K_{Ic} , K_c , δ_{Ic} , δ_c , J_{Ic} и J_c приписывали смысл инвариантных характеристик трещиностойкости, т.е. констант состояния материала, которые не зависят от способа их определения. В настоящее время, как и раньше, с их помощью оценивают показатели целостности и остаточной прочности тонкостенных труб,

пластин и оболочек, содержащих сквозные трещины отрыва. Расчетная схема решаемой задачи обычно подобна той, которую использовал Гриффитс [1]. В центре пластины (ширина $2W_0$, высота $2H_0$ и толщина B_0) расположена сквозная трещина или вырез длиной $2c_0$ (рис. 1). К несстесненным (свободно перемещающимся и свободно деформирующимся) границам пластины, называемой далее базовым конструктивным элементом (БКЭ), приложены напряжения σ и q . Предполагается, что рост трещины в БКЭ происходит в условиях плоского напряженного состояния.

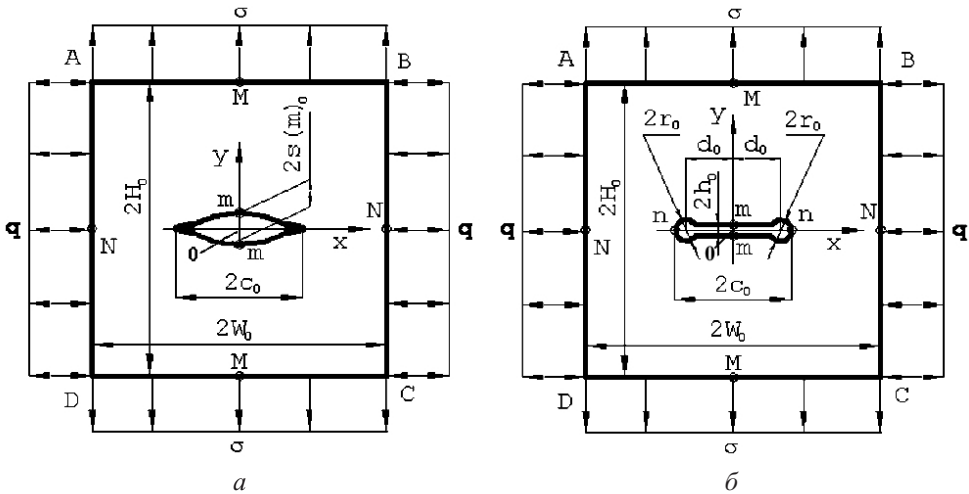


Рис. 1. Базовый конструктивный элемент $ABCD$ с центральной трещиной (а) и сквозным вырезом (б).

Расчеты показателей FFS базируются на сведениях о механических свойствах металла, получаемых, как правило, по данным испытаний на одноосное растяжение или изгиб. Согласно [9] характеристику K_c определяют по данным статических испытаний прямоугольных пластин с узким сквозным вырезом (рис. 2,а). Из каждой вершины выреза радиуса $r_0 \leq s(m)_0$ должна быть выращена достаточно длинная и острая усталостная трещина. Здесь $s(m)_0$ – половина начального расстояния между точками m на профиле выреза. Наряду с характеристиками трещиностойкости в расчетах используют предел текучести $\sigma_{0,2}$ и предел прочности σ_B , которые определяют по данным испытаний узких полосок листового металла на растяжение [11, 12]. Следовательно, в анализ разрушения БКЭ неявным образом и без должного обоснования вводят следующее условие: нагрузка $q = 0$ (рис. 1).

По мере совершенствования традиционных подходов механики разрушения появилось много теоретических и экспериментальных работ, в которых обсуждаются спорные аспекты практического использования результатов инженерных расчетов, базирующихся на однопараметрических теориях механики разрушения. В действительности характеристики трещиностойкости типа K_c , J_c и δ_c металлических материалов изменяются системно при изменении формы и размеров проблемной области образца $ABCD$ (рис. 2 и 3). Кроме того, они существенно зависят от длины начальной трещины, протяженности ее приростов, схемы нагружения, показателя двухосности $k = q/\sigma$ (рис. 1), а также кинематических граничных условий [13–25]. Здесь и далее для подтверждения этих и иных суждений будем приводить результаты преимущественно экспериментальных исследований авторов.

В рамках прикладной механики разрушения уже десятки лет используется термин закон переноса (transferability law). Он обозначает функциональную связь

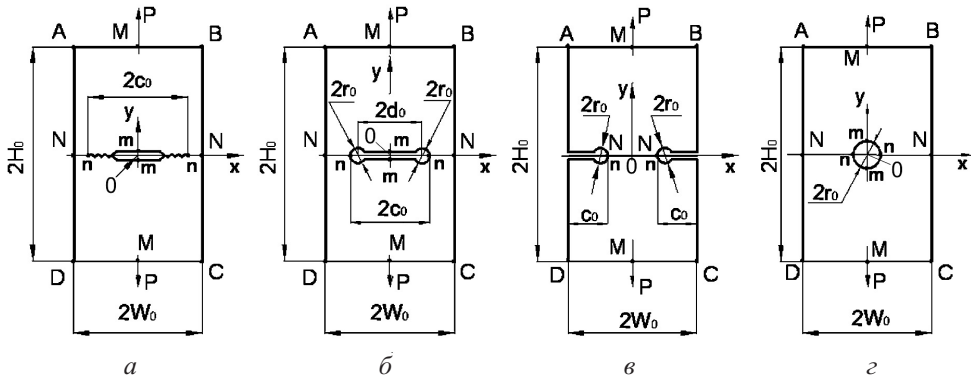


Рис. 2. Образцы из тонколистовых металлов, используемые при разработке методологии многоуровневой (иерархической) оценки разрушения при плоском напряженном состоянии: а, б, в, з – соответственно образцы M(T), MDR(T), DEN(T) и MR(T).

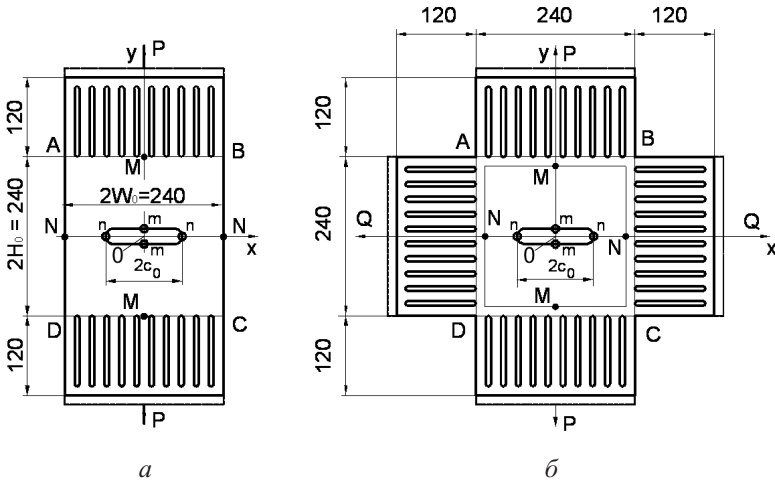


Рис. 3. Образцы из тонколистовых металлов с вырезами ($2s(m)_0 = 2r_0 = 0,12$ мм) разной длины, используемые в качестве физических прототипов расчетной схемы БКЭ (рис. 1) при проведении экспериментальных исследований стабильного роста центральной трещины: а, б – соответственно образцы MM(T) и MM(T-TC). (Размеры образцов указаны в мм.)

между данными испытаний на одноосное растяжение (изгиб) относительно небольшого стандартного образца [9, 10] и данными о разрушении произвольно нагруженной детали. Разумеется, что протяженность детали вдоль линии роста трещины может быть на порядки больше или меньше размера $2W_0$ образца (рис. 2 и 3).

С помощью однопараметрических критериев разрушения невозможно построить закон переноса даже для простейших задач инженерной практики. Речь идет об оценках разрушения тонких пластин (рис. 2 и 3,а) при одноосном растяжении силой P . Оказалось, что гипотеза об инвариантности характеристик статической трещиностойкости в целом ошибочна. Она опровергается результатами испытаний как относительно пластичных металлических материалов [13–25], так и некоторых предельно хрупких материалов (силикатное и органическое стекло) [15, 19, 26–34].

Результаты реализации обширной программы экспериментальных исследований позволили авторам своевременно отказаться от поисков так называемых констант трещиностойкости и начать разработку законов преобразования.

В разнообразных деталях металлических конструкций трещины отрыва могут расти стабильно в условиях маломасштабной, развитой или общей текучести. Взаимосогласованное и вместе с тем достаточно простое описание столь сложных физических явлений в рамках одного закона переноса вряд ли возможно. При разработке стандартов [2–8] для переноса данных с образца на деталь был использован традиционный подход. Предполагалось, что безусловную консервативность результатов расчета показателей FFS для любой конструкции можно обеспечить с помощью следующих требований. Характеристики трещиностойкости металлов необходимо определять на образцах с глубокой краевой трещиной, подверженных преимущественному воздействию изгиба [10]. Разработчики стандартов [2–8, 10] полагают, что получаемые в этом случае J_R -кривые всегда консервативны по отношению к J_R -кривым для образцов, испытываемых на растяжение. Рассматриваемая исходная предпосылка представляет собой некоторый универсальный закон переноса. Из-за отсутствия заранее оговоренных границ его применимости результаты апробации методов [2–8], как правило, чрезмерно консервативны, т.е. во многих случаях недопустимо занижены.

Для стандартных образцов [10] из обычных конструкционных сталей J_R -кривые часто располагаются вблизи или ниже J_R -кривых, которые получены для геометрически подобных образцов сравнительно больших размеров. Эти факты, согласуясь с вышеотмеченной предпосылкой, парадоксальным образом противоречат литературным данным, которые свидетельствуют о недопустимости ее использования в оценках разрушения конструкций ответственного назначения.

Например, рассматриваемая предпосылка несовместима с экспериментальными данными работ [35–37], где приведены результаты определения континуальной повреждаемости для стандартных образцов [10] разных размеров. 12-кратное увеличение размеров компактного образца С(Т) не повысило, а, наоборот, существенно снизило сопротивление стабильному росту трещины во всем диапазоне ее приростов Δc , включая участок $\Delta c \leq 1,5$ мм [35, 37]. Напомним, что согласно пункту 3.2.18.1 стандарта [10] определяемые в данном случае глобальные (far-field) величины J -интеграла могут быть неприменимыми к описанию локальных полей напряжений и деформаций у вершины трещины.

2.2. Локальные подходы механики разрушения. Для многих конструкций ответственного назначения, например для изделий авиа- и ракетостроения, неприемлемы не только завышенные, но и чрезмерно заниженные оценки показателей FFS. Поэтому указанные и не указанные выше недостатки однопараметрических подходов механики разрушения послужили одной из первопричин широкой распространенности следующего тезиса. Физически содержательная концепция разрушения может быть создана на основе слияния классических теорий механики разрушения с так называемыми локальными подходами к анализу процессов накопления микроструктурных повреждений в окрестности вершины трещины. Ниже обозначены только некоторые аспекты проблемы практического использования двух разновидностей локального подхода. Это семейство теорий континуальной поврежденности, описывающих закономерности образования, роста и слияния пор в металлах, и семейство когезионных теорий разрушения, описывающих зону развития процесса разрушения у вершины трещины.

Согласно теориям континуальной поврежденности численное моделирование микромеханизмов разрушения так называемых представительных объемных элементов материала осуществляется параллельно с проведением экспериментальных исследований. Предполагается, что такой элемент, например кубик с гранями размера 1 мм, вырезан из материала детали. Вначале рассматривают его механическое поведение вне зоны развития процесса разрушения, а затем внутри нее. При этом в опытах часто используют цилиндрический образец с кольцевым концентратором напряже-

ний, в расчетах – модель Гарсона–Твергаарда–Нидлмана или модель роста сферической поры, предложенную Райсом и Трейси.

Рассмотрим результаты численных расчетов [38] для очень широкого диапазона уровней локальной трехосности напряжений в плоских образцах, разрушившихся в условиях общей текучести. С помощью одной из современных теорий континуальной повреждаемости установлена взаимосвязь между нагрузками, смещениями и стабильными приростами трещины Δc . Оказалось, что при $\Delta c \geq 1,5$ мм расчетные J_R -кривые для образцов относительно больших размеров расположены ниже J_R -кривых для образцов малых размеров, испытываемых на изгиб. В связи с этим авторы указывают на потенциальную опасность серьезных последствий в случае использования результатов испытаний стандартных образцов с трещиной, имеющих относительно малые размеры, для оценки сопротивления росту трещин в толстостенных конструкциях, разрушающихся отрывом в условиях маломасштабной текучести.

Дополнительные трудности возникают при учете влияния микроструктурной поврежденности на показатели сопротивления разрушению тонкостенных конструкций. Прежде всего, они обусловлены необходимостью описания эффектов формоизменения пор в условиях малой трехосности напряжений [39]. Вследствие наличия пор и иных несплошностей в зоне развития процесса разрушения не выполняются требования постоянства объема и пропорциональности нагружения. Закономерности пластического деформирования материала существенно зависят от природы несплошностей, их объемной доли, формы и размеров, а также от параметров зоны развития процесса разрушения. Стремление к детальному описанию микроструктуры поврежденного материала внутри этой зоны неизбежно и зачастую недопустимо усложняет решение практических задач. Известны многочисленные работы, авторы которых как бы заталкивают методы инженерных оценок разрушения в “прокрустово ложе” оперирования в инженерных расчетах десятками параметров одноразового употребления.

В последние десятилетия наблюдается повышенный интерес к когезионным теориям разрушения, которые используются для феноменологического описания стабильного роста трещин отрыва, обусловленного их относительной простотой и применимостью к анализу разрушения как однородных, так и структурно-неоднородных материалов, имеющих различную физическую природу. Эта одна из ранних и, по-видимому, наиболее перспективных разновидностей локального подхода позволяет оценивать разрушение металлических и неметаллических конструкций с помощью сравнительно небольшого набора однотипных параметров, имеющих ясный физический смысл.

Предполагается, что между ответными поверхностями зоны развития процесса разрушения действуют силы когезионного сцепления. В качестве доминантных параметров этой зоны обычно используют когезионную прочность материала f_t , т.е. максимальное значение сил сцепления $f(\delta)$ и работу этих сил Γ_0 , отнесенную к единичному приросту площади свободных поверхностей трещины, где δ – расстояние между ответными точками на поверхностях зоны развития процесса разрушения.

С точки зрения разработки стандартных процедур инженерных расчетов наиболее успешными оказались работы, посвященные исследованиям разрушения так называемых квазихрупких материалов (бетоны, горные породы, композиты и др.). В этих материалах протяженность зоны развития процесса почти совпадает с протяженностью зоны его нелинейного поведения, располагающейся перед вершиной трещины. После разработки базового метода [40] уже разработано около десятка нормативных документов, обобщающих достижения данного раздела прикладной механики разрушения.

Принято считать, что для квазихрупких материалов характеристики f_t и Γ_0 не зависят от различий между напряженным состоянием образца в момент старта

трещины и в процессе ее роста. Поэтому в оценках разрушения часто используют равенства $G_{Ic} = J_{Ic} = \Gamma_0$, где G_{Ic} и J_{Ic} – критические значения соответственно скорости высвобождения упругой энергии G - и J -интеграла. Однако во многих публикациях, например в работах [41, 42], отмечается, что для трещин отрыва в упругопластических материалах равенство $\Gamma_0 = \Gamma_{ss}$ не выполняется даже в условиях маломасштабной текучести. Здесь Γ_{ss} – работа сил сцепления на стадии равновесного роста трещины, которая может значительно превышать работу Γ_0 , затраченную на инициирование процесса разрушения в вершине стационарной трещины.

Отметим, что подобного рода расхождения свойственны не только исследованиям разрушения металлических, но и квазихрупких материалов. В частности, по данным испытаний на трехточечный изгиб образцов с глубокой краевой трещиной в работе [43] установлено, что энергетическая характеристика трещиностойкости бетона, соответствующая началу стадии нестабильного разрушения, приблизительно в пять раз больше ее стартового значения. Однако согласно иной теории разрушения квазихрупких материалов локальная скорость высвобождения энергии по мере удлинения трещины, наоборот, должна уменьшаться [44].

Широко распространенное представление о том, что сопротивление металлических материалов стабильному росту трещины по мере ее удлинения всегда повышается, противоречит результатам многих экспериментальных и теоретических исследований. В частности, величины таких параметров разрушения, как угол ψ раскрытия вершины растущей трещины (crack tip opening angle, СТОА- ψ) и скорость диссипации энергии (energy dissipation rate) R после старта трещины, как правило, очень существенно (в разы) уменьшаются.

Более детально эти параметры будут рассмотрены ниже. Здесь отметим работы [45–47], в которых приведены веские доказательства ошибочности базовых предпосылок традиционного подхода к построению R -кривых, а также указаны причины несостоятельности широко распространенного представления об увеличении характеристик G_R и J_R с ростом трещины. Кроме того, в работе [48] показано, что в случае упругопластического разрушения стартовые значения J -интеграла зависят от геометрии образца и что после старта трещины скорость высвобождения энергии в зоне развития процесса разрушения не увеличивается, а, наоборот, с ростом трещины уменьшается.

2.3. Эффекты стесненности деформаций. Результаты экспериментальных исследований свидетельствуют о том, что закономерности формирования полости трещины в хрупких и пластичных материалах зависят не только от их свойств, но в значительной мере и от конфигурации твердого тела, его размеров, а также от того, какие ограничения наложены на изменения очертания внешних поверхностей образца или детали в процессе их разрушения. Раздельное или совместное влияние этих переменных на параметры механического поведения тел с трещинами принято обобщенно называть эффектами локальной или глобальной стесненности пластических деформаций.

Предельно низкий и предельно высокий уровни глобальной стесненности деформаций для БКЭ (рис. 1) определяются величинами показателя двухосности нагружения $k = q/\sigma = -\infty$ и ∞ , соответствующими случаям сжатия ($\sigma = 0$ и $q < 0$) и растяжения ($\sigma = 0$ и $q > 0$) вдоль линии трещины (рис. 1 и 3,б). Следует отметить, что максимальная степень стесненности при одноосном растяжении ($\sigma > 0$ и $q = 0$) соответствует случаю так называемой поперечной плоской деформации, когда смещения $u(n)$ и $u(N)$ экстремальных точек n и N вдоль оси $0x$ (рис. 1–3) равны нулю. Степень препятствия развитию полей пластических деформаций можно повышать или понижать не только путем варьирования величиной и знаком показателя k , но и изменением указанных выше переменных.

Необходимость замены однопараметрических критериев разрушения многопараметрическими аналогами впервые была показана в работах [49, 50]. Важность такой замены подтверждена результатами многих исследований, например [51–57], которые были выполнены с использованием двухпараметрических теорий разрушения, обозначаемых символами $K-T$, $J-T$, $J-Q$, $J-A_2$ и $J-h$, где первый параметр (K , J) характеризует интенсивность напряжений и деформаций у линии фронта сквозной трещины, второй (T , Q , A_2 , h) служит мерой стесненности деформаций вблизи этой линии.

Попытки совершенствования стандартных методов оценки разрушения с помощью двухпараметрических теорий $K-T$, $J-T$ и $J-Q$ являются сравнительно малочисленными. Наиболее удачные завершились внесением существенных изменений в базовые уравнения ДОР [2–4, 8]. В результате было показано, что учет влияния параметров T и Q на характеристики трещиностойкости пластичных металлов позволяет заметно снизить уровень консервативности результатов инженерных расчетов, но только в тех случаях, когда рассматривается стабильный рост относительно коротких трещин при преимущественном воздействии на деталь растягивающей нагрузки.

Процедуры такого учета оказались непомерно сложными из-за зависимости напряжений T и Q от уровня приложенных нагрузок [51–57]. Исходя из содержания наиболее совершенного в настоящее время метода FITNET [3] с помощью двухпараметрических теорий разрушения так и не удалось радикально расширить область практической применимости методов, используемых в [2, 4, 5]. Они непригодны для оценки целостности конструкций, разрушающихся в условиях предельно низкой стесненности деформаций, когда рост трещины отрыва в хрупких и квазихрупких материалах происходит стабильно в однородном поле сжимающих напряжений q (случай $\sigma = 0$, $q < 0$ на рис. 1).

Учитывая вышеизложенные соображения, становится сомнительным утверждение о возможности корректной и вместе с тем простой оценки показателей FFS с использованием только двухпараметрических критериев разрушения типа $K-T$, $J-T$ и $J-Q$. Данные литературных источников, а также результаты экспериментальных исследований, частично приведенные в работах [15–34], свидетельствуют о том, что даже в случае двойной симметрии границ образца и нагрузок (рис. 2 и 3) показатели стесненности деформаций зависят от непомерно большого числа комбинаций из независимых переменных. В частности, от размеров пластины $2W_0$, $2H_0$, B_0 , ее формы W_0/H_0 , W_0/B_0 , абсолютной $2c$ и относительной c/W_0 длины трещины, свойств материала, истории нагружения, остаточных напряжений, показателя двухосности k , кинематических граничных условий, уровня нагрузок P и Q (рис. 3).

Таким образом, в настоящее время и, по-видимому, в обозримом будущем невозможно обоснованно приписать некую общепринятую характеристику сопротивления разрушению хотя бы одному из металлических или хрупких неметаллических материалов. В качестве примера рассмотрим относительно простой случай разрушения отрывом при монотонном одноосном растяжении. Характеристикой стартовой трещиностойкости K_i тонколистового проката алюминиевого сплава 1163 АТ можно считать любые (взятые на выбор) значения параметра K в диапазоне 18...163 МПа $\sqrt{м}$ [21–25]. Все они удовлетворяют размерным требованиям к образцу [9], с помощью которых устанавливается достоверность результатов испытаний на статическую трещиностойкость.

3. Альтернативные подходы механики разрушения. По мере развития традиционных подходов механики разрушения предпринимались попытки создания новых, называемых далее альтернативными, критериев разрушения твердых тел. Из множества такого рода подходов рассмотрим те, которые, по мнению многих специалистов,

являются в настоящее время наиболее перспективными. Достоинства и недостатки альтернативных подходов будем оценивать, ссылаясь на результаты наших испытаний образцов из листового проката алюминийевого сплава Д16АТ толщиной $B_0 = 1,4\text{--}1,5$ мм (рис. 2 и 3).

3.1. *Угол раскрытия вершины трещины.* Обобщенное видение современной концепции инженерной оценки разрушения тонкостенных металлических конструкций изложено в работах [58, 59]. Обсуждая недостатки критерия разрушения $K = K_c$ и стандарта [9], авторы отмечают безусловный приоритет критерия разрушения, в основу которого положено представление об угле СТОА- ψ раскрытия вершины растущей трещины. Критерий $\psi = \psi_c$, так же как и классические критерии разрушения, предназначен для однопараметрического описания исследуемого явления. Однако, в отличие от величин K_c и J_c , критическое значение ψ_c угла ψ может быть определено по данным прямых измерений геометрических параметров профиля сквозной трещины на поверхности образца или реальной детали.

Двухмерный анализ поведения пластины с трещиной (рис. 2 и 3) базируется на неявно используемом предположении о равенстве $s(x, c) = v(x, c)$, где $s(x, c)$ – расстояние от оси Ox до одного из берегов трещины, $v(x, c)$ – смещение этого берега трещины. Тем самым величине ψ_c приписан смысл приращения углового смещения, определяемого с помощью следующего выражения [60, 61]:

$$\psi_c = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \psi_i. \quad (1)$$

Здесь $\psi_i = 2\text{tg}^{-1}[\delta_{ci}/(2d_i)]$, где δ_{ci} – расстояние между ответными точками на берегах трещины, которые удалены от ее вершины на расстояние d_i ($0,5 \leq d_i \leq 1,5$ мм), $\delta_{ci} = 2v(x_i, c)_{ci} = 2[s(x_i, c)_{ci} - s(x_i, c)_{ui}]$. Для растущей трещины величина δ_{ci} равна размеру $2s(x_i, c)_{ci}$, поскольку расстояние $2s(x_i, c)_{ui}$ между берегами этой же трещины в ненагруженной пластине по определению считается равным нулю.

Кроме возможности определения угла ψ_c путем измерения параметров профиля трещины на поверхности образца или детали из любого материала (металлический, неметаллический или композиционный) имеется еще одно достоинство критерия $\psi = \psi_c$. Это простота процедуры численного моделирования стабильного роста сквозной трещины, базирующейся на использовании параметра СТОА- ψ . Условие $\psi = \psi_c$ часто применяют к решениям задач инженерной практики. Например, при оценке опасности трещин в деталях самолетов [62], ракет [63] и магистральных трубопроводов [64–66].

Чтобы подчеркнуть перспективность данного подхода, вкратце рассмотрим вязкое разрушение газопроводов высокого давления, изготовленных из высокопрочных трубных сталей типа Х100. Например, необходимо решить технически актуальную задачу расчета показателей FFS для тонкостенной трубы с трещиной, распространяющейся вдоль ее оси. В работах [65, 66] отмечалось, что в подобных случаях традиционный поход, в котором используются результаты ударных испытаний образцов Шарпи, неприемлем, поскольку он дает заведомо ошибочные прогнозы. Авторы приводят веские доказательства предпочтительности расчета показателей FFS с использованием величины СТОА- ψ_c , как наиболее подходящей (альтернативной) характеристики трещиностойкости материала трубы.

Описанные в [60, 61] методы наряду с отмеченными достоинствами содержат целый ряд спорных и в некоторых случаях, на наш взгляд, ошибочных положений. Прежде всего, они почти целиком посвящены рассмотрению параметров локальных полей смещений в окрестности вершины распространяющейся трещины. При этом данные о геометрических параметрах всей полости трещины, относящиеся к различ-

ным характерным состояниям этой же трещины, полностью игнорируются. Речь идет о профиле трещины в разгруженном и в полностью разрушенном образце [67]. Тем самым неоправданно ограничивается набор первичных данных об исследуемом явлении.

Упомянутая выше трактовка понятия СТОА- ψ , будучи общепринятой, затрудняет разработку простых процедур согласованного определения параметров разрушения, относящихся к различным характерным состояниям полости трещины в нагруженном и разгруженном твердом теле. Такие параметры устанавливают, например, в расчетах показателей FFS [2–5] с использованием концепции течь перед разрушением (leak-before-break). В настоящее время в рамках этой концепции невозможно корректно решить даже относительно простую задачу, например установить связь между очертаниями профилей сквозных трещин [67] в полосе (рис. 2,а) и в физической модели БКЭ (рис. 3,а).

На рис. 4 показана четвертая часть профиля начального выреза и трещины в крестообразном образце (рис. 3,б) в координатах расстояние $s(x, c)_t$, $s(x, c)_u$ – смещение $v(x, c)_{tu} = s(x, c)_t - s(x, c)_u$, где t соответствует моменту прекращения стабильного роста трещины после остановки активного захвата испытательной машины, u – моменту завершения полной разгрузки испытываемого образца. Если пренебречь небольшими гистерезисными отклонениями от упругого поведения трещины в процессе разгрузки и последующего нагружения, то по смещениям $v(x, c)_{tu}$ можно построить профиль трещины в упругодеформируемом образце.

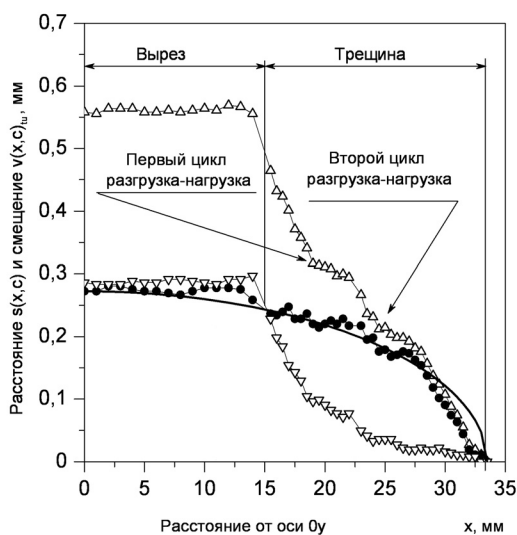


Рис. 4. Данные измерений расстояния $s(x, c)$ в крестообразном образце ММ(Т-ТС), соответствующие моментам остановки трещины (состояние t) и полной разгрузки (состояние u): $c = 33,4$ мм; Δ – $s(x, c)_t$; ∇ – $s(x, c)_u$; \bullet – $v(x, c)_{tu}$. (Трещина выращена из вершин выреза в ходе двух циклов: нагружение–старт трещины–рост трещины–остановка трещины–разгрузка при двухосном растяжении ($k = 0.4$)).

Полученный таким образом экспериментальный профиль сопоставлен с расчетным, который представлен на рис. 4 в виде четвертой части эллипса. Большая и малая полуоси эллипса равны соответственно экспериментально установленным размерам $c = 33,4$ мм и $v(x = 0, c)_{tu} = 0,272$ мм. Известно, что в случае линейно-упругого деформирования БКЭ однородными нормальными нагрузками σ и q (рис. 1) профиль математического разреза ($c \leq 0,6W_0$ и $H_0 \geq W_0$) имеет эллиптическую форму.

Результаты расчета максимальной величины смещений $v(m) = v(x=0, c)_{tu}$ для разреза по стандартной формуле Ифтгиса–Либовица [9, 68] всегда ниже измеренных смещений $v(m)$ для профиля реальной трещины (рис. 5). Как показано в работах [25, 69], этот давно известный факт все еще не получил должного объяснения. Однако более важными являются качественные различия между очертаниями профилей реальных трещин и математического разреза вблизи их вершин (рис. 4 и 5).

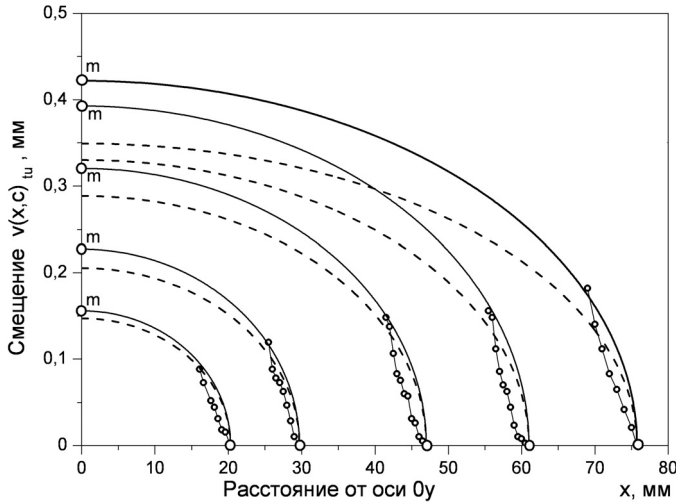


Рис. 5. Сравнение профилей трещин, представленных экспериментально измеренными смещениями $v(x, c)_{tu}$, с расчетными профилями трещины в образце ММ(Т), вычисленными по стандартной формуле Ифтгиса–Либовица [9, 68, 69] (штриховые линии) и эллиптической аппроксимацией $v(x, c)_{tu} = v(m)_{tu}(1 - (x/c)^2)^{0,5}$ (сплошные линии).

Данные измерений смещений у вершины трещины можно аппроксимировать степенной зависимостью с показателем степени, который больше единицы (рис. 6). Следовательно, по мере приближения к вершине трещины угол СТОА- ψ , непрерывно изменяясь, стремится к нулю. Напомним, что для стандартов [60, 61] основополагающим является предположение о прямолинейности берегов растущей трещины вблизи ее вершины, где $\psi = \text{const}$ ($0 < \psi < \pi$). С другой стороны, при любом уровне растягивающей нагрузки P в вершине математически острого разреза всегда выполняется условие $\psi = \pi$.

В стандарте [60] используются две методики прямого и одна косвенного определения величины СТОА- ψ . Согласно последней требуется построение R -кривой в виде зависимости смещения δ_5 от прироста трещины Δc [70]. Величина δ_5 равна приращению расстояния между двумя точками на поверхности образца. Эти точки расположены на прямой линии, которая проходит через вершину усталостной трещины (точки n на рис. 2,а). Каждая из них удалена от оси $0x$ на расстояние 2,5 мм. Для определения угла ψ_c используется аппроксимация δ_5 R -кривой с помощью следующих формул:

$$\delta_5 = D\Delta c^p, \quad \psi = \text{tg}^{-1} \left(\frac{d\delta_5}{d\Delta c} \right) \approx \frac{d\delta_5}{d\Delta c} = Dp\Delta c^{p-1}. \quad (2)$$

Рассматриваемая процедура обладает рядом важных достоинств, свойственных так называемой модели ЕТМ (engineering treatment model). Она упрощает испытания, уменьшает затраты на их проведение и дает консервативные значения угла ψ_c ,

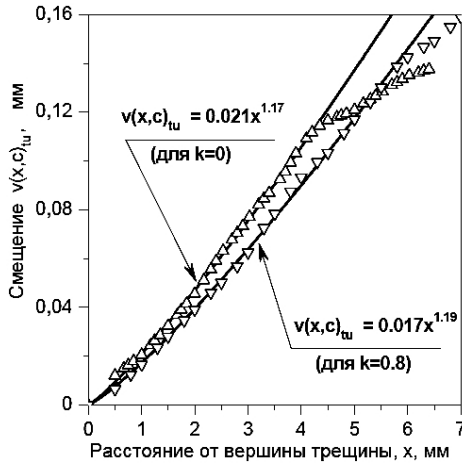


Рис. 6. Сравнение участка профиля трещины вблизи ее вершины в образце ММ(Т) при одноосном растяжении с таковым в образце ММ(Т-ТС) при пропорциональном двухосном растяжении ($k = 0.8$).

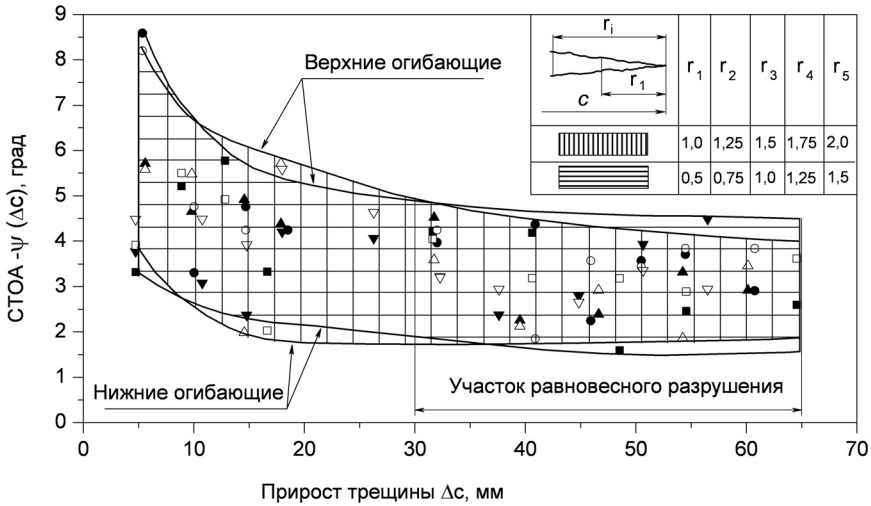


Рис. 7. Величины углов раскрытия вершин трещин разной длины в четырех идентичных образцах ММ(Т), определенные с использованием двух вариантов обработки данных (различие между ними показано в таблице).

которые близко соответствуют нижней огибающей, показанной на рис. 7. Разброс величин ψ_c , полученных с помощью прямых измерений, часто сопоставим с таковым, показанным на рис. 7. Во многих важных случаях он неприемлем, поскольку исключает возможность определения показателей FFS для конструкций из слабоупрочняющихся металлов.

Один из принципиальных недостатков методики построения δ_5 R-кривой заключается в том, что точки измерения раскрытия δ_5 удалены от точки n , обозначающей положение вершины усталостной трещины (рис. 2,а). Изменение расстояния $2s(x = c_0)$ между ответными точками на профиле трещины по мере их удлинения может быть определено с помощью процедуры измерений, описанной ранее [67]. Вместо измерения смещения δ_5 предлагается измерять раскрытие δ_0 между двумя точками, расположенными непосредственно на профиле трещины.

Результаты определения величин раскрытия δ_0 трещин разной длины в одном образце (рис. 2,з) показаны на рис. 8,а. Соответствующие им значения угла СТОА- ψ_0 были вычислены по формуле (2). Как видно, угол СТОА- ψ_0 , являясь близким аналогом угла СТОА- δ_5 , системно изменяется с изменением длины начальной трещины и, следовательно, уровня стесненности пластических деформаций. При приближении вершин растущей трещины к свободным границам образца (на рис. 2,з точки N) угол ψ_0 непрерывно уменьшается (рис. 8,б).

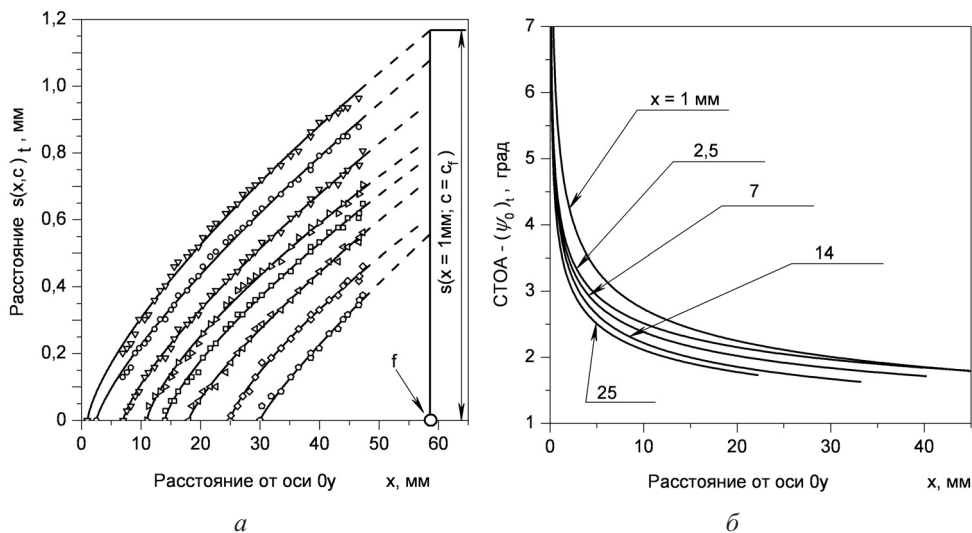


Рис. 8. Изменение расстояний между фиксированными точками на профиле растущей трещины в образце MR(T) шириной $2W_0 = 120$ мм, высотой $2H_0 = 120$ мм и толщиной $B_0 = 1,45$ мм (а) и соответствующие им зависимости угла СТОА- $(\psi_0)_t$, вычисленные по формуле (2). (На рис. 8,а: точки – экспериментальные данные, кривые – степенная аппроксимация.)

В заключение отметим, что при переходе от анализа хрупкого разрушения БКЭ к анализу его разрушения в условиях маломасштабной, развитой, а затем и полной текучести эффекты двухосности нагружения существенно усиливаются [16, 18–20, 57]. При этом характер зависимости угла СТОА- ψ от показателя двухосности k для стартового состояния трещины может качественно отличаться от такового для режима равновесного роста трещины при полной текучести. В первом случае угол ψ в диапазоне $(-1 \leq k \leq 1,4)$ является монотонно спадающей функцией показателя k , тогда как во втором случае он изменяется немонотонно с максимумом вблизи точки $k = 0$.

3.2. Скорость диссипации энергии. В последние два десятилетия интенсивно развивается глобальный подход, в котором мерой сопротивления стабильному росту трещины служит скорость диссипации энергии R . Величина R определяется [71] как

$$R = \frac{dW_{dis}}{dA} = \frac{1}{B_0} \frac{d}{2dc} (U - W_{el}), \quad (3)$$

где U – работа внешних сил; W_{dis} – необратимая составляющая работы U ; W_{el} – энергия упругих (обратимых) деформаций; $2c$ – длина трещины (в данном случае центральной); B_0 – толщина образца.

Соотношение (3) является прямым аналогом формулы, которую использовал Гриффитс [1] для вычисления скорости высвобождения упругой энергии G при разрушении пластины (рис. 1,а) из идеально хрупкого материала. Параметр упруго-

пластического разрушения R , так же как и его аналог G , представляет собой отношение приращения ΔW_{dis} необратимых затрат энергии (механической работы) к обусловленному этими затратами приращению площади поверхности трещины $\Delta A = 2B_0\Delta c$. При этом в обоих случаях используется гипотеза о непрерывности процесса разрушения, т.е. осуществляется предельный переход $\Delta c \rightarrow 0$. Ссылаясь на отмеченную аналогию, многие специалисты приписывают величине R смысл физически содержательного энергетического параметра разрушения, который, в отличие от J -интеграла, совместим с теорией инкрементальной пластичности.

Простота и универсальность этого подхода сочетаются с возможностью его использования для объяснения причин часто наблюдаемой зависимости J_R -кривых от геометрии образца и схемы его нагружения [16–18, 20]. Взаимные преобразования параметров R и J , определяемых по данным испытаний образца с центральной трещиной (рис. 2,а), осуществляют с помощью следующей формулы:

$$R = (W_0 - c) \frac{dJ_{pl}}{dc}, \quad (4)$$

где J_{pl} – пластическая составляющая J -интеграла. В некоторых случаях могут быть установлены простые соотношения между величинами R и СТОА- ψ . Например, такие соотношения приведены в [72, 73] для образцов с глубокой краевой трещиной, испытываемых на изгиб и внецентренное растяжение. Образцы разрушались при развитой и общей текучести в условиях предельно высокой стесненности деформаций.

Для интересующего нас случая испытаний малостесненных образцов с центральной трещиной (рис. 2,а,б,с и 3) почти общепринятое предположение ($R = R_\infty = \text{const}$) согласно данным экспериментальных работ [20, 67, 74, 75] не выполняется. Здесь R_∞ – горизонтальная асимптота зависимости параметра R от прироста центральной трещины Δc . В литературных источниках приведены многочисленные сведения о больших различиях между величинами R_∞ , определенными по данным испытаний на одноосное растяжение и на изгиб образцов разных типов и размеров.

На рис. 9 представлены результаты повторных испытаний трех одинаковых образцов MR(T) шириной $2W_0 = 120$ мм и высотой $2H_0 = 120$ мм с отверстием $2r_0 = 2$ мм. Как видно, деформационная (смещение $s(x)_n$) и энергетическая (работа R_t) характеристики трещиностойкости изменяются одинаково по мере удлинения трещины [76]. Этот факт подтверждает предположение о существовании определенной связи между характерными величинами R и СТОА- ψ . Отметим, что в образцах с отверстием (рис. 2,с), так же как и в образцах с трещиной (рис. 2,а), зависимость параметра R_t от прироста Δc не имеет горизонтальной асимптоты.

К перечисленным недостаткам данного подхода следует добавить еще один, касающийся неопределенности физического смысла соотношения (3). Известно, что при испытаниях многих материалов, в том числе и металлических, часто наблюдается прерывистый (скачкообразный) рост трещин. Если факт прерывистости процесса разрушения на каком-либо уровне пространственного и временного масштабов установлен, сразу же возникает вопрос: каков физический смысл определяющих параметров уравнения энергетического баланса, при составлении которого использовалась процедура упомянутого выше предельного перехода ($\Delta c \rightarrow 0$).

Для серии идентичных образцов из одного и того же материала можно путем варьирования большим числом переменных получать как гладкие диаграммы, так и диаграммы с отчетливыми скачками. В качестве примера на рис. 10 показаны диаграммы нагрузка P – смещение берегов трещины $2v(m)$ для одинаковых образцов MR(T) – рис. 2,с, испытанных на одноосное растяжение с разными скоростями движения активного захвата нагружающего устройства [77]. Как видно, отсутствие скачкообразных изменений величин P и $2v(m)$ для двух относительно высоких

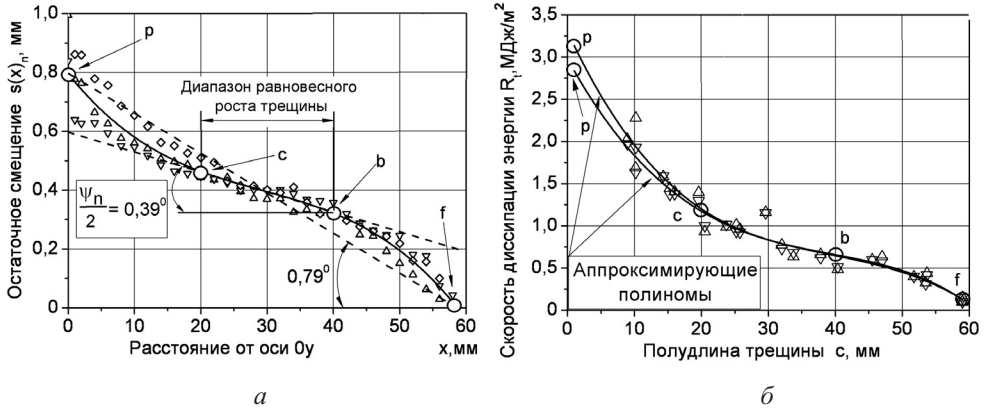


Рис. 9. Изменение деформационной (а) и энергетической (б) характеристик сопротивления материала разрушению по мере удлинения трещины в трех номинально идентичных образцах MR(T). (Здесь и на рис. 11: точки *p*, *c*, *b*, *f* обозначают характерные события процесса разрушения образца. а: \triangle , ∇ , \diamond – образцы № 1, 2, 3 соответственно; б: ∇ , \triangle – расчет по данным диаграмм $P-2v(L)$ и $P-2v(m)$ соответственно.)

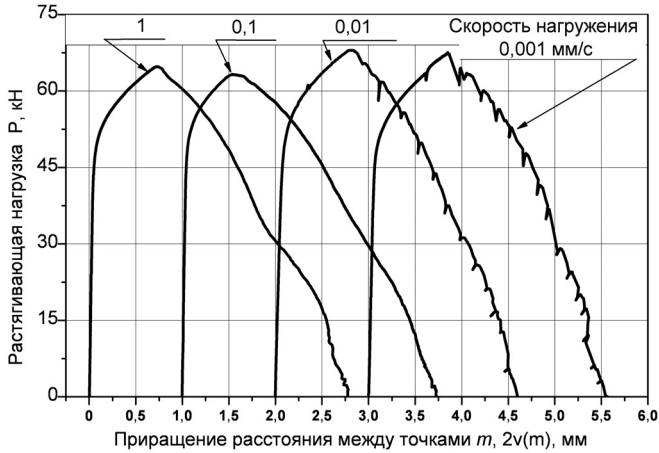


Рис. 10. Сравнение экспериментальных диаграмм для четырех одинаковых образцов MR(T) шириной $2W_0 = 120$ мм и высотой $2H_0 = 120$ мм с отверстием $2r_0 = 2$ мм. (В ходе испытаний частота регистрации первичных данных была одинаковой (5 Гц).)

скоростей нагружения не является доказательством того, что испытываемому материалу, как таковому, свойствен механизм непрерывного развития процесса разрушения.

3.3. Неотъемлемая работа разрушения. Рассматриваемый ниже энергетический подход принято называть методом EWF (essential work of fracture). Он предназначен для экспериментального определения так называемой неотъемлемой работы разрушения w_e . Величину w_e устанавливают по данным испытаний на одноосное растяжение серии тонких пластин одинаковых размеров с узкими краевыми вырезами разной длины (рис. 2,б). Каждая пластина должна быть разрушена в условиях общей текучести. Характеристику w_e часто приравнивают к работе сил сцепления, выполненной внутри зоны развития процесса разрушения и отнесенной к единичной площади рабочего сечения пластины. Она является одной из двух составляющих общей удельной работы w_f пластического деформирования и разрушения образца [78]:

$$w_f = w_e + \beta w_p L_0, \tag{5}$$

где w_p – удельная работа пластических деформаций материала вне зоны развития процесса разрушения; L_0 – ширина рабочего сечения образца; β – коэффициент, характеризующий форму пластической зоны, которая должна охватывать все рабочее сечение образца.

Многие специалисты полагают, что величина w_e является теоретически обоснованной и поэтому перспективной характеристикой трещиностойкости тонколистовых материалов любой физической природы (металлы, полимеры, бумага, композиты и т.п.). С момента публикации основополагающей работы [78] интерес к методу EWF непрерывно растет. Подтверждением этому служит реализация ряда программ согласованных международных исследований, направленных на совершенствование и широкую апробацию проекта стандартной процедуры определения характеристики w_e [79].

В контексте целей и задач наших поисковых исследований метод EWF обладает рядом принципиальных недостатков и ограничений. Величина w_e является усредненной мерой сопротивления материала разрушению, относящейся ко всему рабочему сечению образца. Поэтому метод EWF непригоден для определения трещиностойкости материала в тот или иной момент процесса разрушения. Например, величину w_e нельзя считать мерой сопротивления материала иницированию процесса разрушения или характеристикой его трещиностойкости разрушению на стадии равновесного роста сквозной трещины в испытуемом образце.

Использование характеристики w_e в инженерных расчетах может быть причиной чрезмерной консервативности прогнозов, поскольку в ней обобщенно отражены закономерности разрушения при предельно высоком уровне глобальной стесненности деформаций, когда смещения $u(n)$ и $u(N)$ точек n и N (рис. 2,в) вдоль оси Ox равны нулю или пренебрежимо малы [57]. Метод EWF в принципе неприменим к оценке трещиностойкости малопластичных металлических материалов. И наконец, в случае испытаний образцов из слабоупрочняющихся материалов, например алюминиевого сплава Д16АТ, величина w_e сильно зависит от остроты вершин вырезов в испытуемом образце (рис. 11) [76].

3.4. Сверхпростые подходы механики разрушения. Однопараметрические оценки разрушения в стандартах [2–8] представляют собой предельно упрощенные и вместе с тем чрезмерно консервативные процедуры инженерных расчетов деталей с трещинами. Точность определяемых с их помощью показателей FFS повышают путем осуществления дополнительных экспериментов и расчетов, базирующихся на более совершенных теоретических моделях, упомянутых в разд. 2.2 и 2.3.

Вопреки логике поступательного развития механики разрушения разработчики сверхпростых подходов рекомендуют использовать устаревшие и (или) заведомо неприемлемые методы решения задач инженерной практики. Как пример рассмотрим качественно новый вариант ДОР, предложенный в работе [80]. Воспользовавшись своеобразной трактовкой стандартных диаграмм [81], в [80] сформулированы два эвристических постулата. Во-первых, недостатком этих диаграмм “является пренебрежение способностью материала к деформационному упрочнению”, во-вторых, этот недостаток можно устранить “путем замены нормирующей величины σ_T на σ_B ”, где σ_T – предел текучести; σ_B – предел прочности. Такая замена была осуществлена в стандарте [82], однако она не улучшила, а, как будет показано ниже, радикально ухудшила ДОР из стандарта [81].

Теоретической основой большинства сверхпростых подходов в явном или неявном виде служат следующие (спорные или ошибочные) исходные предпосылки.

1. Величина K_{Ic} является предпочтительной, т.е. универсальной мерой сопротивления разрушению как предельно хрупких, так и высокопластичных металлических материалов [80].

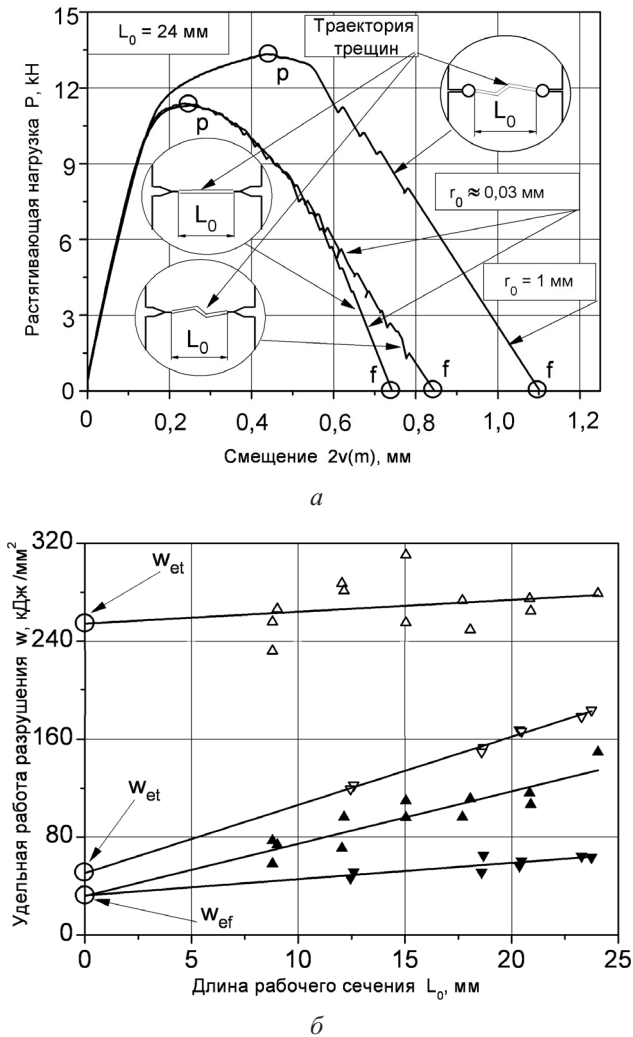


Рис. 11. Типичные диаграммы, полученные при испытании серии образцов DEN(T) с разными радиусами кривизны r_0 вершин начальных вырезов (а) и прямые линейной аппроксимации данных о параметрах разрушения образцов (рис. 2, в) с разной шириной рабочего сечения L_0 (б): Δ – w_{total} ($r_0 = 1$ мм); \blacktriangle – w_f ($r_0 = 1$ мм); ∇ – w_{total} ($r_0 = 0,3$ мм); \blacktriangledown – w_f ($r_0 = 0,3$ мм).

2. Характеристику K_{Ic} металлического материала, разрушающегося в упруго-пластической области, можно определять по результатам испытаний гладких образцов на одноосное растяжение [83].

3. Величина K_{Ic} для материала любой тонкостенной конструкции, в том числе и магистрального трубопровода, имеет смысл константы его состояния, не зависящей от стесненности деформаций.

Из многочисленных публикаций, посвященных разработке сверхпростых подходов, рассмотрим только три, являющиеся пригодными для решения практических задач. По мнению создателей этих подходов, они уже сейчас могут быть использованы в прочностных расчетах конструкций с трещинами. Подходы существенно различаются затратами на теоретическое и экспериментальное обоснование предлагаемых методологических новшеств. Поэтому первый подход [84] назовем высокозатратным, второй [83, 85] – малозатратным, третий [80, 82, 86] – эвристическим.

Разработчики высокозатратного подхода рекомендуют определять величину K_c по нисходящей ветви диаграммы, получаемой при испытании гладкого образца на растяжение. Использование данного подхода позволяет [84]: “прогнозировать остаточную прочность больших пластин с трещинами по результатам испытаний малогабаритных образцов”. Однако в работе [84], как и в других публикациях авторов, отсутствует сравнение с результатами испытаний больших пластин, что могло бы подтвердить справедливость этого далеко идущего заявления. Рассматриваемый подход, обобщая результаты многолетних экспериментальных исследований, содержит элементы существенной методологической новизны.

В основу малозатратного подхода [83, 85] положены теоретические построения, называемые обобщенной моделью разрушения. Доказана возможность снижения параметров сопротивления материала хрупкому разрушению в сотни раз при переходе от плоского напряженного состояния (K_c) к плоской деформации (K_{Ic}). Не менее парадоксально выглядит прогнозирование по данной модели, относящееся к вязкому разрушению. В этом случае величина K_{Ic} для металлического материала, наоборот, может быть в десятки раз больше K_c . Как и следовало ожидать, оба новшества не имеют экспериментальных и теоретических подтверждений по причинам, изложенным в работе [19].

Из уравнений обобщенной модели разрушения [85] получен ряд корреляционных соотношений, которые приведены в справочном пособии [83]. По мнению автора: “эти соотношения могут быть рекомендованы для приближенного экспресс-анализа трещиностойкости по стандартным характеристикам прочности и пластичности”. Однако в дальнейшем при разработке стандарта [82] использовалось другое корреляционное соотношение, заимствованное из [2–5].

И наконец, рассмотрим эвристический подход [80, 82, 86] к оценке критического состояния трещин в таких ответственных конструкциях, как магистральные трубопроводы. В данном случае основополагающие новшества исчерпывающим образом представлены двумя цитируемыми выше утверждениями авторов работы [80]. Предложенная ими замена $\sigma_T = \sigma_Y$ величиной σ_B равнозначна замене предельной нагрузки пластического течения P_Y (plastic limit load) нагрузкой пластического коллапса P_L (plastic collapse load). Отметим, что предельная нагрузка P_Y соответствует моменту перехода от состояния ограниченной текучести материала к состоянию его полной текучести в рабочем сечении детали с трещиной. При этом дальнейший рост нагрузки в диапазоне ($P_Y \leq P \leq P_L$) не приводит к полному разрушению детали из-за способности материала к деформационному упрочнению.

В связи с высоким статусом национального стандарта [82] рассмотрим более детально методику учета эффектов деформационного упрочнения из первичного нормативного документа [81], которая в настоящее время является общепринятой [2–7]. Теоретической основой этой методики служат так называемая расчетная схема EPRI [87] и метод ссылочных напряжений [88]. Представление о ссылочных напряжениях

$$\sigma_{ref} = \sigma_Y \left(\frac{P}{P_Y} \right) = \sigma_Y L_r \quad (6)$$

и ссылочных деформациях ε_{ref} в [88] позволило видоизменить формулу расчета пластической составляющей J -интеграла (J_p) для материала со степенным законом упрочнения [87]. Здесь σ_Y – предел текучести материала при одноосном растяжении. В [88] показано, что для ряда представительных конфигураций тела с трещиной величина ссылочной нагрузки P_0 , используемая в рамках схемы EPRI, очень близка к предельной нагрузке P_Y . В результате был разработан относительно простой и вместе с тем универсальный метод определения консервативных значений параметра J_p .

Наиболее важным аспектом практического использования метода ссылочных напряжений [88] является представление ДОР в виде кривой [81]

$$f(L_r) = \left[\frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{L_r^2 \sigma_{ref}}{2E\varepsilon_{ref}} \right]^{1/2}, \quad (7)$$

где $\sigma_{ref} = \sigma_Y L_r$ и ε_{ref} – величины ссылочных напряжений и ссылочных деформаций, соответствующие определенной точке на диаграмме истинные напряжения–истинные деформации для материала детали; первый член этого уравнения описывает только упругое и полностью пластичное поведение детали с трещиной. Все промежуточные состояния, относящиеся к переходу от маломасштабной текучести к состоянию полной текучести, отражены в изменении второго члена уравнения (7).

Представление ссылочных напряжений в виде формулы [80, 82]

$$\sigma_{ref} = \sigma_B \left(\frac{P}{P_B} \right) = \sigma_B L_r, \quad (8)$$

где σ_B – предел прочности; $P_B = P_L$, автоматически исключает из анализа разрушения возможность корректного учета как эффектов деформационного упрочнения, так и эффектов стесненности пластических деформаций. Эта формула отвечает постулату о так называемой “естественной предпочтительности” использования силового подхода линейной механики разрушения при построении ДОР для металлических конструкций [80, 82]. Данный постулат несовместим с самой постановкой задачи о разработке метода ссылочных напряжений, который представляет интерес, прежде всего, как простой и универсальный метод определения параметров нелинейной механики разрушения [88].

С учетом вышеизложенного разработчики эвристического подхода вынуждены были отказаться от использования в стандарте [82, 86] общепринятой процедуры многоуровневого (иерархического) расчета показателей FFS. Заметим, что используя европейский метод SINTAP [2], можно дополнительно к предельно упрощенному анализу на нулевом уровне, т.е. на уровне дефолта (default level analysis), проводить анализ разрушения еще на трех стандартных (standardized levels) и трех продвинутых (advanced levels) уровнях.

В стандарте [82, 86] рекомендуется оценивать разрушение на трех уровнях. Однако на каждом из них расчет осуществляется исключительно на уровне дефолта. В действительности ДОР, представленные в [82, 86], по сути, являются видоизмененным аналогом диаграммы, относящейся к уровню дефолта [2]. И наконец, переход к третьему уровню оценок разрушения [82] не позволит повысить точность результатов расчета и обеспечить их консервативность. Причина заключается в направленности рекомендуемых расчетов на определение **только** параметра линейной механики разрушения K_I . Отметим, что даже в случае описания разрушения трубы в терминах нелинейной механики трещин с использованием J -интеграла и одного из наиболее совершенных вариантов метода ссылочных напряжений результаты инженерных расчетов являются далеко неоднозначными и в некоторых случаях неконсервативными [89].

Заключение. Рассмотрены основные положения современных методов определения характерных состояний сквозных трещин в листовых металлах и конструкциях, разрушающихся в условиях, близких к плоскому напряженному состоянию. Их достоинства и недостатки оценены экспериментально в ходе реализации обширной программы поисковых исследований. Результаты испытаний образцов из материалов, имеющих различную физическую природу, позволили приступить к решению следу-

ющей, ключевой по своей значимости, задачи механики разрушения: установление закона переноса данных для прямоугольной пластины с центральной трещиной (рис. 1,а), развивающейся по схеме отрыва в условиях одноосного и (или) двухосного нагружения [1].

Предполагается, что с помощью искомого закона переноса будет разработан общий подход к оценке влияния разных показателей глобальной стесненности деформаций на разрушение сосудов давления и трубопроводов. В исследованиях по данной тематике чаще всего рассматривают зависимости величин J -интеграла, предельной нагрузки P_L , T - или Q -напряжений от показателя двухосности нагружения в плоскости xOy (рис. 1 и 3). В редких случаях определяют зависимости характерных значений J -интеграла от показателя двухосности нагружения в плоскости zOy , когда одна из нагрузок направлена перпендикулярно к плоскости xOy . Вопросы взаимоналожения эффектов глобальной стесненности друг на друга и различия между ними, как правило, не обсуждаются.

Еще меньше внимания уделяется исследованиям тех эффектов глобальной стесненности деформаций, которые обусловлены воздействием на процесс разрушения разного рода ограничений, налагаемых на изменение очертаний внешних поверхностей проблемной области тела с трещиной. Степень влияния кинематических ограничений на величины J -интеграла может быть сопоставима с влиянием на них соотношений между номинальными напряжениями в плоскостях xOy и zOy . В частности, при одних и тех же значениях показателя двухосности нагружения k величины J -интеграла для свободно деформирующихся внешних границ пластины (рис. 1,а) могут более чем в два раза превышать значения J -интеграла для случая прямолинейности этих границ [57].

Результаты настоящих исследований согласуются с сопоставимыми данными, приведенными в многочисленных литературных источниках, что позволяет сделать следующий обобщенный вывод. Современные стандарты, относящиеся к рассмотрению материаловедческого [9, 10, 60, 61] и конструкционного [2–8] аспектов проблемы определения показателей FFS, не обладают должной степенью взаимосогласованности. Эта разобщенность может быть сведена к приемлемому уровню с помощью разрабатываемой авторами методологии многоуровневой оценки разрушения листовых металлов и тонкостенных конструкций.

Предполагается, что стандартные характеристики трещиностойкости листовых металлов необходимо определять на однотипных образцах (рис. 2,з), которые разрушаются при одинаковых (эталонных) уровнях стесненности деформаций. Процедура таких испытаний должна быть составной частью более общей процедуры, предназначенной для оценки чувствительности характеристик трещиностойкости к изменениям показателей локальной и глобальной стесненности деформаций.

Резюме

Розглянуто основні положення найбільш відомих методів визначення характерних станів наскрізних тріщин відриву у зразках і деталях із листових металів, що руйнуються за умов плоского напруженого стану. Наведено результати цілеспрямованих експериментальних досліджень, які дозволяють робити обґрунтовані висновки стосовно позитивних якостей і недоліків цих методів із точки зору можливості їх застосування в інженерних оцінках цілісності та залишкової міцності тонкостінних конструкцій.

1. Griffith A. A. The phenomena of rupture and flow in solids // Phil. Trans. Roy. Soc. – 1920. – P. 163 – 198.

2. *SINTAP*. EU-Project BE 95-1462. Final Report. – Brite Euram Programme, Brussels, 1999.
3. *Kocak W., Webster S., Janosch J. J., et al.* (Eds). FITNET, Fitness-for-Service (FFS) Procedure // GKSS Research Centre. – ISBN 978-3-940923-00-4. – 2008 – 1. – Revision MK8.
4. *R6*. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Report R6, Revision 4 with Amendment 7. – British Energy Generation, Gloucester, UK. – 2009.
5. *API 579*. Recommended Practice for Fitness-for-Service. – Washington, D.C., 2000.
6. *Schodel M. and Zerbst U.* Application of the European flaw assessment procedure SINTAP to thin wall structures subjected to biaxial and mixed mode loadings // Eng. Fract. Mech. – 2006. – 73. – P. 626 – 642.
7. *Zerbst U., Pempe A., Scheider I., et al.* Proposed extension of the SINTAP/FITNET thin wall option based on a simple method for reference load determination // Ibid. – 2009. – 76. – P. 74 – 87.
8. *ISO-27306*. Metallic Materials – Method of Constraint Loss Correction of CTOD Fracture Toughness for Fracture Assessment of Steel Components. – International Organization for Standardization, 2009.
9. *E561-92a*. Standard Practice for R-Curve Determination. – ASTM Standard, 1992.
10. *E1820-01*. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. – ASTM Standard, 2001.
11. *E8M-93*. Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials. – ASTM Standard, 1993.
12. *ISO 6892-1998(E)*. Metallic Materials – Tensile Testing at Ambient Temperature. – ISO Standard, 1998.
13. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Волков Г. С.* Влияние стесненности деформаций на вязкость разрушения пластичных сталей // Пробл. прочности. – 1977. – № 11. – С. 45 – 51.
14. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Волков Г. С.* Определение трещиностойкости материалов на основе энергетического контурного интеграла. – Киев: Наук. думка, 1978. – 125 с.
15. *Писаренко Г. С., Науменко В. П.* Экспериментальные методы механики разрушения материалов // Физ.-хим. механика материалов. – 1982. – № 2. – С. 28 – 41.
16. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Онищенко Е. Е.* Упруго-пластическое разрушение отрывом тонколистовой стали при двухосном нагружении / АН УССР. Ин-т проблем прочности. – Препр. – Киев, 1983. – 64 с.
17. *Науменко В. П., Семенец А. И.* Трещиностойкость и прочность крупногабаритных пластин из алюминиевых сплавов / АН УССР. Ин-т проблем прочности. – Препр. – Киев, 1990. – 48 с.
18. *Naumenko V. P. and Rakovsky V. A.* Crack growth onset in biaxially loaded elasto-plastic plates // J. C. Blouel and K.-H. Schwalbe (Eds), Defect Assessment in Components – Fundamentals and Applications (ESIS/ECF9), London, 1991. – P. 363 – 377.
19. *Науменко В. П.* Задачи Гриффитса и разрушение отрывом при растяжении и сжатии // Физ.-хим. механика материалов. – 1993. – № 4. – С. 75 – 86.
20. *Naumenko V. P. and Kolednik O.* Load biaxiality effects on the fracture resistance of thin steel plates. Structural integrity // Experiments, Models, and Applications. – Berlin, 1994. – P. 911 – 917.

21. *Naumenko V. P., Kolednik O., O'Dowd N. P., et al.* Transferability of plane-stress *R*-curves: effect of specimen size and crack length / M. W. Brown, E. R. de los Rois, and K. J. Miller. (Eds), *Fracture from Defects (Proc. of the ECF 12)*. – 1998. – 2. – P. 631 – 636.
22. *Naumenko V. P., Kolednik O., O'Dowd N. P., and Volkov G. S.* Effect of constraint on resistance to stable crack growth in thin aluminium plates / V. T. Troshchenko (Ed.), *Life Assessment and Management for Structural Components*. – Kiev, 2000. – 1. – P. 299 – 304.
23. *Naumenko V. P.* Single-parameter prediction of stable crack growth in large-scale panels / A. Neimitz, I. V. Rokach, D. Kocanda, and K. Golos. (Eds.), *Proc. of the Fourteenth Europ. Conf. on Fracture*. – EMAS. – Sheffield, 2002. – 2. – P. 543 – 550.
24. *Naumenko V. P. and Volkov G. S.* Engineering assessment of tear cracks in large-scale panels from thin-sheet aluminium // *Proc. of the 6th Int. Conf. on Engineering Structural Integrity Assessment*. – Manchester, 2002.
25. *Naumenko V. P. and Volkov G. S.* Assessment of plane stress tearing in terms of various crack driving parameters / S. R. Daniewicz, J. C. Newman, and K.-H. Schwalbe (Eds.), *Proc. of the ASTM-ESIS Conf. on Fatigue and Fracture Mechanics*. – ASTM STP 1461. – West Conshohocken, PA, 2003.
26. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Степков В. М.* Метод и результаты исследования кинетики разрушения и трещиностойкости хрупких материалов // *Пробл. прочности*. – 1984. – № 12. – С. 43 – 50.
27. *Науменко В. П., Митченко О. В.* Хрупкое разрушение пластины с отверстием при сжатии // Там же. – 1985. – № 7. – С. 12 – 20.
28. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Неделчев Н. И.* Характеристика трещиностойкости хрупкого материала. Что это такое? // Там же. – 1985. – № 11. – С. 17 – 24.
29. *Науменко В. П., Майстренко А. Л.* Определение трещиностойкости хрупких неметаллических материалов // *Завод. лаб.* – 1985. – № 4. – С. 63 – 70.
30. *Писаренко Г. С., Науменко В. П., Степков В. М.* Хрупкое разрушение при одноосном и двухосном нагружении // *Прочность материалов и элементов конструкций при сложном напряженном состоянии*. – Киев: Наук. думка, 1986. – С. 196 – 201.
31. *Naumenko V. P.* Determination of fracture toughness for brittle nonmetallic materials at the subcritical crack growth stage // *J. Test. Evaluation*. – 1986. – No. 2. – P. 76 – 80.
32. *Naumenko V. P.* Modelling of brittle fracture in tension and compression // *Fracture Processes in Concrete, Rock, and Ceramics (Proc. Int. RILEM/ESIS Conf.)*. – 1991. – P. 183 – 192.
33. *Науменко В. П.* Зарождение и рост макротрещины при сжатии и растяжении // *Физ.-хим. механика материалов*. – 1991. – № 5. – С. 62 – 66.
34. *Naumenko V. P., Skrypnuk Yu. D., and Nedelchev N. I.* Constraint-dependent fracture toughness of glass and PMMA // *Proc. of the 11th Int. Conf. on Fracture*. – Turin, 2005.
35. *Hizer A. L.* Specimen size effect on *J-R* curves for RPV steels // *ASTM STP 1171*. – 1993. – P. 195 – 238.
36. *Landes J. D.* Extrapolation of the *J-R* curve for predicting reactor pressure vessel integrity // *Nuclear Regulatory Commission Report NUREG/CR-5650*. – 1992.
37. *Hizer A. L., Terrel G. B., and Van der Sluys W. A.* Size effect on *J-R* curves for A302-B plate // *Nuclear Regulatory Commission Report NUREG/CR-5265*. – 1989.

38. Xia Lin, Shih C. F., and Hutchinson J. W. A computational approach to ductile crack growth under large scale yielding conditions // J. Mech. Phys. Solids. – 1995. – **43**. – P. 389 – 413.
39. Pardoen T. and Hutchinson J. W. An extended model for void growth and coalescence // Ibid. – 2000. – **48**. – P. 2467 – 2512.
40. RILEM Draft Recommendation. Determination of fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams // Mater. Struct. – 1985. – **18**, No. 106. – P. 286 – 290.
41. Tvergaard V. and Hutchinson J. W. The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids // J. Mech. Phys. Solids. – 1992. – **40**. – P. 1377 – 1397.
42. Wey Y., Qiu X., and Hwang K. C. Steady-state crack growth and fracture work based on the theory of mechanism-based strain gradient plasticity // Eng. Fract. Mech. – 2004. – **71**. – P. 107 – 125.
43. Xu S. and Zhang X. Determination of fracture parameters for crack propagation in concrete using energy approach // Ibid. – 2008. – **75**. – P. 4292 – 4308.
44. Hu X. and Wittmann F. Size effect on toughness induced by crack close to free surface // Ibid. – 2000. – **65**. – P. 209 – 221.
45. Sumpter J. D. G. An alternative view of R curve testing // Ibid. – 1999. – **64**. – P. 161 – 176.
46. Sumpter J. D. G. The energy dissipation rate approach to tearing instability // Ibid. – 2004. – **71**. – P. 17 – 37.
47. Sumpter J. D. G. Size effects in tearing instability: An analysis based on energy dissipation rate // Ibid. – 2007. – **74**. – P. 2352 – 2374.
48. Cotterell B. and Atkins A. G. A review of the J and I integrals and their implications for crack growth resistance and toughness in ductile fracture // Int. J. Fract. – 1996. – **81**, No. 4. – P. 357 – 372.
49. Larsson S. G. and Carlsson A. J. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials // J. Mech. Phys. Solids. – 1973. – **21**, No. 4. – P. 263 – 277.
50. Rice J. R. Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity // Ibid. – 1974. – **22**, No. 1. – P. 17 – 26.
51. Leevers P. C. and Radon J. C. Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries // Int. J. Fract. – 1982. – **19**, No. 4. – P. 311 – 323.
52. Anderson T. L. Crack tip parameters for large scale yielding and low constraint configurations // Ibid. – 1989. – **41**. – P. 79 – 104.
53. Al-Ani A. M. and Hancock S. W. J-dominance of short crack in tension and bending // J. Mech. Phys. Solids. – 1991. – **39**. – P. 23 – 43.
54. O'Dowd N. P. and Shih C. F. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter – I. Structure of fields // Ibid. – P. 989 – 1015.
55. O'Dowd N. P. and Shih C. F. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter – II. Fracture applications // Ibid. – 1992. – **40**. – P. 939 – 963.
56. Chao Y. J., Yang S., and Sutton M. A. On the fracture of solids characterized by one or two parameters: Theory and practice // Ibid. – 1994. – **42**. – P. 629 – 647.
57. O'Dowd N. P., Kolednik O., and Naumenko V. P. Elastic-plastic analysis of biaxially loaded center-cracked plates // Int. J. Solids Struct. – 1999. – **36**. – P. 5639 – 5661.

58. *Schödel M. and Zebst U.* Application of the European flaw assessment procedure SINTAP to thin wall structures // Eng. Fract. Mech. – 2004. – **71**. – P. 1035 – 1058.
59. *Schwalbe K.-H., Newman J. C., Jr., and Shannon J., Jr.* Fracture mechanics testing on specimens with low constraint-standardization activities within ISO and ASTM // Ibid. – 2005. – **72**. – P. 557 – 576.
60. *E2472-06.* Standard Test Method for Determination of Resistance to Stable Crack Extension under Low-Constraint Conditions. – ASTM Standard, 2007.
61. *ISO 22889.* Metallic Materials – Method of Test for the Determination of Resistance to Stable Crack Extension Using Specimens of Low Constraint. – International Standard, 2007.
62. *Seshadri B. R., Newman J. C., Jr., and Dawicke D. C.* Residual strength analyses of stiffened and unstiffened panels // Eng. Fract. Mech. – 2003. – **70**. – P. 509 – 524.
63. *Hampton R. W. and Nelson D.* Stable crack growth and instability prediction in thin plates and cylinders // Ibid. – P. 469 – 491.
64. *Rudland D. L., Wilkowski G. M., Feng Z., et al.* Experimental investigation of CTOA in line-pipe steels // Ibid. – P. 567 – 577.
65. *Darcis Ph. P., McCowan C. N., Windhoff H., et al.* Crack tip opening angle optical measurement methods in five pipe-line steels // Ibid. – 2008. – **75**. – P. 2453 – 2468.
66. *Xu S., Tyson W. R., and Bouchard R.* Experimental validation of simplified single-specimen CTOA method for DWTT specimens // Proc. 12th Int. Conf. on Fracture (ICF12). – Ottawa, 2009. – Paper T35.018.
67. *Naumenko V. P., Lenzion S. V., and Limansky I. V.* Displacement-based assessment of ductile tearing under low-constraint conditions // The Open Mech. Eng. J. – 2008. – **2**. – P. 40 – 59.
68. *Eftis J. and Liebowitz H.* On the modified Westergaard equations for certain plane crack problems // Int. J. Fract. Mech. – 1972. – **8**, No. 4. – P. 383 – 392.
69. *Schijve J.* Some considerations on the Eftis–Liebowitz equation for the COD compliance of a center cracked sheet specimen // Eng. Fract. Mech. – 1996. – **55**, No. 3. – P. 341 – 346.
70. *Schwalbe K.-H.* Introduction δ_5 as an operational definition of the CTOD and its practical use // ASTM STP 1256. – Fract. Mech. – 1995. – **26**. – P. 763 – 778.
71. *Turner C. E.* A re-assessment of ductile tearing resistance (Parts I and II) // Fracture Behaviour and Design of Materials and Structures (Proc. ECF8). – 1990. – **2**. – P. 933 – 968.
72. *Turner C. E. and Braga L.* Energy dissipation rate and COA analyses of fully plastic ductile tearing // ASTM STP 1171. – 1993. – P. 158 – 175.
73. *Turner C. E. and Kolednik O.* A micro and macro approach to the energy dissipation rate model of stable ductile crack growth // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 1994. – **17**. – P. 1089 – 1107.
74. *Brocks W. and Siegmund T.* Effect of geometry and material on the energy dissipation rate // Fracture Mechanics: Application and Challenges (Proc. ECF13, Sept. 6–9, 2000). – San Sebastian, 2000.
75. *Siegmund T. and Brocks W.* Modelling crack growth in thin-sheet aluminium alloys // ASTM STP 1389. – Fatigue Fract. Mech. – 2000. – **31**. – P. 475 – 485.
76. *Naumenko V. P. and Limansky I. V.* Energy-based assessment of ductile tearing in a thin sheet aluminium alloy // Proc. Eng. – 2009. – **1**. – Issue 1. – P. 63 – 66.

77. *Naumenko V. P.* Through-life assessment of ductile tearing under low-constraint conditions // M. Elboudjaini (Ed.), Proc. 12th Int. Conf. on Fracture. – Ottawa, 2009. – 10 p.
78. *Cotterell B. and Reddel J. K.* The essential work of plane stress ductile fracture // Int. J. Fract. – 1977. – **13**. – P. 267 – 277.
79. *Williams J. G. and Rink M.* The standardization of the EWF test // Eng. Fract. Mech. – 2007. – **74**. – P. 1009 – 1017.
80. *Красовский А. Я., Тороп В. М., Орыняк И. В.* Двухкритериальная диаграмма оценки предельного состояния тела с трещиной / АН УССР. Ин-т проблем прочности. – Препр. – Киев, 1989. – 48 с.
81. *Milne I., Ainsworth R. A., Dowling A. R., and Stewart A. T.* Assessment of the integrity of structures containing defects // CEGB Report R/H/R6 Revision 3, Berkeley, UK, 1986.
82. *ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008.* Магістральні трубопроводи. Настанова. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. – Чинний з 01.01.2009.
83. *Красовский А. Я.* Уравнения состояния и модели разрушения // Сопrotивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие. – Киев: Наук. думка, 1994. – Ч. 2. – С. 328 – 384.
84. *Лебедев А. А., Чаусов Н. Г.* Новые методы оценки деградации механических свойств металла конструкций в процессе наработки / НАН Украины. Ин-т проблем прочности. – Препр. – Киев, 2004. – 133 с.
85. *Красовский А. Я., Вайниток В. А.* Критерий разрушения материалов, учитывающий вид напряженного состояния у вершины трещины // Пробл. прочности. – 1978. – № 5. – С. 64 – 69.
86. *Орыняк И. В., Красовський А. Я., Бородій М. В.* Основні особливості національного стандарту ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008 “Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів із дефектами” // Пробл. прочности. – 2009. – № 5. – С. 18 – 27.
87. *Kumar V., German M. D., and Shih C. F.* An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis // EPRI Report NP-1931, Palo Alta, CA. – 1981.
88. *Ainsworth R. A.* The assessment of defects in structures of strain hardening material // Eng. Fract. Mech. – 1984. – **19**. – P. 633 – 642.
89. *Kim Y.-J. and Shim D.-J.* Relevance of plastic limit loads to reference stress approach for surface cracked cylinder problems // Int. J. Press. Vess. Piping. – 2005. – **82**. – P. 687 – 699.

Поступила 11. 06. 2012