



МАТЕРИАЛЫ И СВАРКА

УДК 620.178.746.4 + 539.422.23
EDN NOAYMA

КОНТРОЛЬ РАБОТЫ РАЗРУШЕНИЯ ПРИ ИСПЫТАНИЯХ ПОЛНОТОЛЩИННЫХ ОБРАЗЦОВ ПАДАЮЩИМ ГРУЗОМ

А.В. Ильин, д-р техн. наук, доцент, НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ КМ «Прометей», 191015 Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., 49

А.В. Ларионов, НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ КМ «Прометей», 191015 Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., 49, e-mail: larionov-prometey@yandex.ru

Рассмотрены результаты инструментированных испытаний падающим грузом судостроительных сталей и сталей для магистральных трубопроводов с определением работы разрушения испытываемого образца. Предложены соотношения для оценки максимальной энергоемкости разрушения и ее изменений при наличии расщеплений в изломе или участков хрупкого разрушения. Переход к измерению поглощенной при разрушении работы позволяет избежать субъективизма оценок склонности металла к хрупким разрушениям по виду излома, используемых в настоящее время, и получать данные для сопоставления сталей для трубопроводов не только по склонности к хрупким разрушениям, но и по энергоемкости вязкого разрушения.

Ключевые слова: *испытания металла падающим грузом, энергоемкость разрушения, вязко-хрупкий температурный переход, распространение и торможение хрупкого разрушения.*

Для цитирования: Ильин А.В. Контроль работы разрушения при испытаниях полнотолщинных образцов падающим грузом / А.В. Ильин, А.В. Ларионов // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. — 2025. — № 79. — С. 96 — 111. — EDN NOAYMA.

IMPACT ENERGY EVALUATION WITH FULL-THICKNESS SPECIMENS AT DROP-WEIGHT TEAR TEST

A.V. Ilyin, DSc, Associate Professor, NRC Kurchatov Institute — CRISM Prometey, 191015 Russia, St. Petersburg, Shpalernaya ul., 49

A.V. Larionov, NRC Kurchatov Institute — CRISM Prometey, 191015 Russia, St. Petersburg, Shpalernaya ul., 49, e-mail: larionov-prometey@yandex.ru

The results of instrumented drop-weight tear tests of shipbuilding and pipeline steels with measurement of fracture (absorbed) energy are considered. Ratios are proposed for an assessment of the maximum fracture energy and its changes in presence of separations or cleavage areas in fracture. Introduction of the fracture energy measurement allows to avoid subjectivity of estimates of steels cold resistance based on fracture appearance visual analysis and to obtain data for comparison of pipeline steels in respect of both tendency to brittle fracture and ductile fracture energy.

Key words: drop weight tear test, fracture absorbed energy, ductile-brittle transition temperature, propagation and arrest of brittle fracture.

For citation: Ilyin A.V., Larionov A.V. Impact energy evaluation with full-thickness specimens at drop-weight tear test. *Research Bulletin by Russian Maritime Register of Shipping*. 2025. No. 79. P. 96 — 111. EDN NOAYMA. (In Russ.)

ВВЕДЕНИЕ

Испытания до разрушения образцов с острым надрезом при динамическом (ударном) нагружении на вертикальном копре длительное время продолжают оставаться одним из основных видов испытаний металла магистральных газопроводов, характеризующим способность материала предотвращать распространение протяженного разрушения. Испытания выполняются по международным стандартам [1, 2]; в России имеется гармонизированный с ними стандарт [3]. Стандартизованный образец имеет высоту 75 мм, надрез глубиной 5 мм, а толщина образца должна соответствовать натурной толщине металла трубы или используемого для ее формовки металлопроката (т.н. штрипса). Оценка результата испытаний производится по виду излома: приемлемым считается излом с преобладанием волокнистой (вязкой) составляющей, при этом доля кристаллической составляющей должна быть не более 5 — 30 % (по разным нормативным документам). Эти требования должны выполняться при предельно низкой температуре эксплуатации трубопровода. Аналогично нормативным документам для наземных газопроводов, испытания падающим грузом, обозначаемые в международной литературе *DWTT* (Drop weight tear test), а в ГОСТе [3] — ИПГ (Испытания падающим грузом), были включены в раздел Правил классификации и постройки морских подводных трубопроводов РМРС [4].

В связи с актуальными задачами строительства морской техники для Арктики: буровых добычных и разведывательных платформ, судов ледового плавания, ледоколов и др. — возникла необходимость использования сталей, обеспечивающих гарантированное предотвращение распространения хрупких разрушений при предельно низких климатических температурах. В работе [5] было показано, что выполнение требований по основной характеристике хладостойкости — работе ударного изгиба образцов с острым надрезом KV , определяющей температурную категорию стали в соответствии с Правилами классификации и постройки морских судов [6], — недостаточно для гарантии предотвращения таких разрушений. Необходимы дополнительные испытания металла в натурной толщине, которые могут проводиться в рамках Программ испытаний при получении одобрения Регистром производителей металлопроката. В качестве таких испытаний принято определение параметра трещиностойкости *CTOD* при статическом нагружении, определяющего возможность старта трещины, и определение критических температур вязко-хрупкого перехода, коррелированных с результатами испытаний крупногабаритных образцов на торможение хрупкого разрушения. Наряду с испытаниями по определению критических температур *NDT* и $T_{кб}$ определение температуры *DWTT* как альтернативного метода контроля сопротивления материала распространению хрупкого разрушения предусмотрено в разделе «Хладостойкие стали» части XIII «Материалы и сварка» Правил [6]. Можно отметить, что по ориентации разрушения и динамическому характеру приложения нагрузки это испытание является наиболее близким к условиям разрушения корпусных конструкций по сравнению с пробами *NDT* и $T_{кб}$. Согласно [6], стальному прокату, удовлетворяющему этим дополнительным требованиям при некоторой минимальной температуре T_d , присваивается так называемый класс Arc-сталей с указанием этой температуры в верхнем индексе.

К настоящему времени разработаны технологии изготовления сталей Arc-класса на ведущих металлургических предприятиях РФ [7, 8]. Однако практика проведения испытаний *DWTT* для судостроительных сталей к настоящему времени минимальна, несмотря на то, что все эти предприятия оснащены вертикальными копрами большой энергоемкости и серийно проводят такие испытания при поставке проката для строительства магистральных трубопроводов. Связано это с проблемами визуальной оценки вида излома. Первоначально идеология испытаний *DWTT* основывалась на корреляции температуры, при которой в изломе образца появляется хрупкая составляющая, с минимальной температурой, при которой еще регистрировалось торможение трещины при полигонных пневматических испытаниях участков трубопровода под рабочим давлением. Для горячекатаных или нормализованных сталей в применявшихся до конца прошлого века толщинах металла до 14 — 16 мм определение этой температуры проблемы не представляло: резкая смена полностью волокнистого излома на полностью кристаллический происходила в температурном диапазоне 20 — 30 °С. Однако с повсеместным переходом на стали, изготовленные методом термомеханической обработки (ТМО), с повышением прочности металла и возрастанием применяемых

в трубопроводах толщин до 35 — 40 мм интерпретация вида излома оказывается затруднительной. Помимо классических составляющих излома («волокну» и «кристалл»), здесь присутствуют участки излома иной морфологии: расщепления с неоднозначно трактуемыми поверхностями; участки квазискола внутри волокнистого окружения в виде «стрелок» и пятен кристаллического излома на поверхностях среза; участок «обратного излома» с тыльной стороны образца, находящийся явно в зоне больших пластических деформаций, но с внешними признаками хрупкого разрушения (рис. 1). Кроме того, при полигонных испытаниях, проводимых в наши дни ПАО «Газпром» как последний этап приемки труб от конкретных поставщиков, установлено, что даже при одинаковом (100 %) волокнистом виде излома металл труб может существенно различаться по энергоемкости разрушения и способности тормозить трещину [9, 10]. Это связывается в первую очередь с присутствием расщеплений в изломе, характерных для сталей ТМО. В исходном состоянии металла эти дефекты отсутствуют, они возникают в процессе распространения трещины в металле со слоистой структурой из-за сниженного сопротивления отрыву по плоскостям, параллельным плоскости прокатки. Существенно снижает энергоемкость разрушения также снижение способности металла к деформационному упрочнению. Поэтому оказывается актуальной задача перехода от качественной регистрации вида излома к количественной оценке энергоемкости разрушения, аналогично тому, как это принято при наиболее распространенных испытаниях на ударный изгиб так называемых образцов Шарпи с острым надрезом (KV), где также применяется оценка вида излома, но все же основным показателем является работа разрушения.

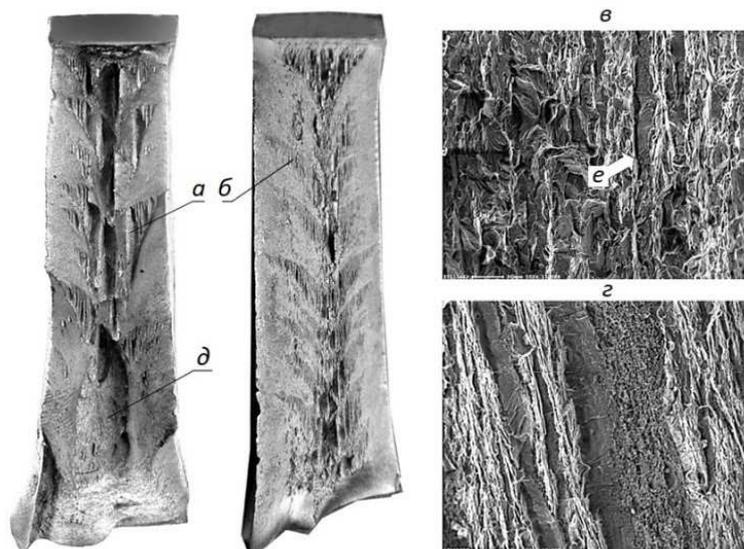


Рис. 1. Особенности разрушения образцов из стали ТМО:
a, б — «стрелки»; *в* — участки квазискола; *г* — участок вязкой прослойки; *д* — «обратный излом»;
е — расщепление по межфазным границам

Применительно к вертикальным копрам большой энергоемкости, требуемой для разрушения образцов натуральных толщин, эта задача решается установкой силоизмерителей или акселерометров на ноже копра либо применением бесконтактного метода измерения скорости перемещения бойка при разрушении. Именно последний метод реализован на вертикальном копре энергоемкостью 60 кДж, установленном в НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ КМ «Прометей», рис. 2*а*, с лазерной бесконтактной системой. Принцип ее работы состоит в измерении с высокой частотой опроса (до 200 кГц) мгновенной скорости падающего груза, пересчитываемой далее в ускорение (со знаком «-»), и в расчетном определении текущих значений нагружающей образец силы при известной массе груза. Исходные данные в виде зависимости скорости бойка от времени программное обеспечение пересчитывает в работу, совершаемую падающим грузом при его перемещении.

В настоящей статье рассматриваются результаты испытаний, выполненных на этом оборудовании с целью определения корреляций между работой разрушения и видом излома и обоснования предложений по переходу от регламентации вида излома к регламентации работы разрушения.

1. СВЯЗЬ ВИДА ИЗЛОМА С ЭНЕРГОЕМКОСТЬЮ РАЗРУШЕНИЯ ПРИ ВЯЗКОМ ЕГО МЕХАНИЗМЕ

На первой стадии исследований были выполнены работы по определению погрешности измерений применяемой системы и разработке методики определения работы разрушения и отделения последней от работы, поглощаемой амортизаторами копра после разрушения образца (рис. 2б). Для калибровки использовались испытания образцов, не доведенных до полного разрушения, для исключения участия амортизатора в затратах энергии падающего груза. В этом случае работа разрушения, определяемая исходя из записи лазерной измерительной системы, должна быть равна потенциальной энергии поднятого груза. Сопоставление этих величин позволило заключить, что их различия не превышают 1,5 %. При определении полной работы разрушения образца A_{Π} , в случае хрупких разрушений она может быть выделена как соответствующая горизонтальному участку зависимости совершенной работы от перемещения бойка. При вязком разрушении она определяется как соответствующая перемещению точки приложения нагрузки более 70 мм.

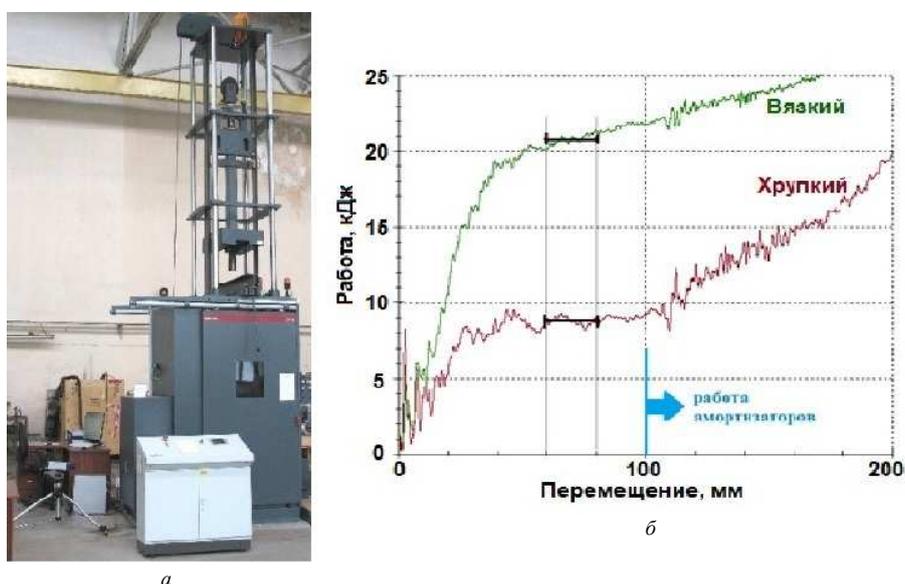


Рис. 2. Внешний вид копра 60 кДж с лазерной системой (а);
диаграмма нагружения в координатах «перемещение — работа» (б)

Для определения связи работы разрушения с характеристиками испытываемого металла, толщиной образца и видом разрушения испытывались образцы, вырезанные из сталей с пределом текучести, находящимся в диапазоне 506 — 805 МПа, изготовленных методом термомеханической обработки (ТМО) и закалкой с отпуском (З+О), в толщинах от 14 до 41 мм. По показателю работы ударного изгиба KV все испытанные материалы при температуре вплоть до -60 °С находились в вязком состоянии. При этом, как неоднократно отмечалось в литературе, температура вязко-хрупкого перехода, определенная по методу $DWTT$, оказывается сдвинутой, как минимум, на 30 °С в сторону более теплых температур по отношению к определяемой по испытаниям KV (рис. 3).

Сопоставление результатов определения работы разрушения A_{Π} с содержанием волокнистой составляющей в изломе (далее % B), выполненных для серии образцов одинаковой толщины и из одного материала при снижающейся температуре испытаний, в целом показывает устойчивую корреляцию этих величин. Однако для различных сталей и варьируемых толщин соотношения A_{Π} и % B , естественно, различны (рис. 4). Для определения вида зависимости A_{Π} от толщины t предложено представление ее как суммы двух слагаемых: работы, затрачиваемой на зарождение трещины A_3 , и работы распространения трещины A_p : $A_{\Pi} = A_3 + A_p$, каждая из которых имеет свою зависимость от t . Величина A_3 определялась по результатам сравнительных испытаний образцов со стандартным V -образным надрезом и с хрупкой наплавкой, обеспечивающей минимизацию величины A_3 , и для образцов с наплавкой принималось: $A_{\Pi} \approx A_p$ [11]. Получено, что разность работы разрушения образцов обоих типов приблизительно пропорциональна толщине образца, с коэффициентом, убывающим при возрастании предела текучести стали. Это снижение

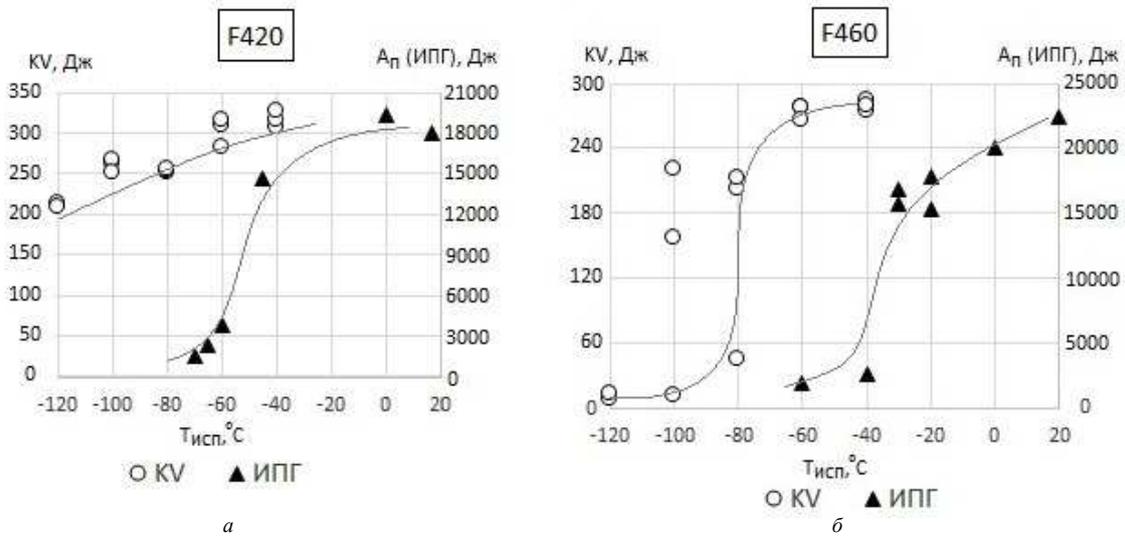


Рис. 3. Сопоставление серийных кривых поглощенных энергий KV (Шарпи) и Aπ (при DWTT) для сталей ТМО: а — F420, б — F460

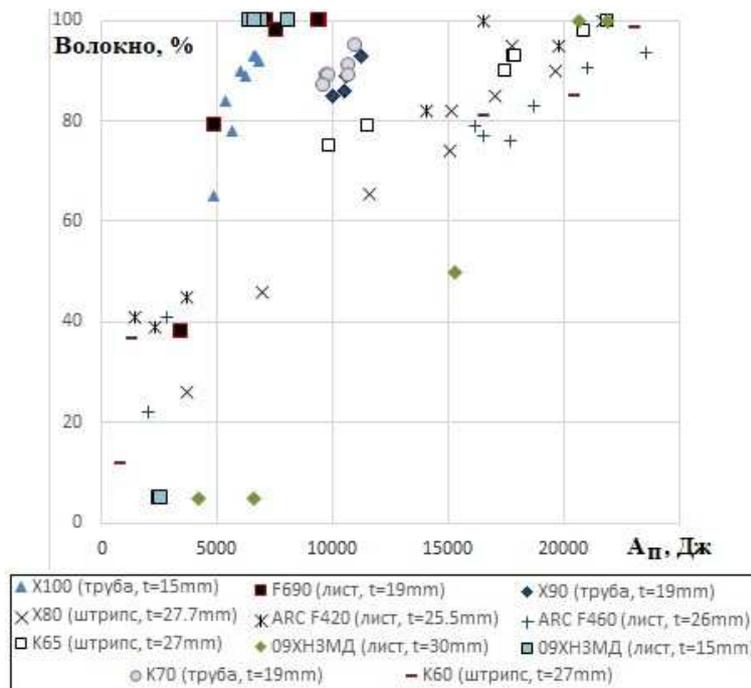


Рис. 4. Сопоставление результатов регистрации вида излома (% B) с работой разрушения образцов DWTT

коэффициента пропорциональности может быть связано со снижением способности к деформационному упрочнению стали с увеличением прочности. Используя в качестве характеристики деформационного упрочнения отношение предела текучести R_e к временному сопротивлению R_m , получили следующую оценку:

$$A_3 \approx 3,4R_e \cdot t(1 - R_e/R_m) \quad [\text{Дж, МПа, мм}] \quad (1)$$

Предполагается также, что работа распространения разрушения A_p при полностью вязком его механизме пропорциональна объему зоны больших пластических деформаций, то есть квадрату толщины (рис. 5):

$$A_p = G(W - a)t^2, \tag{2}$$

где W — высота образца (для стандартного образца = 75 мм);
 a — размер исходной трещины (для стандартного образца = 5 мм);
 G — коэффициент с размерностью [Дж/мм³].

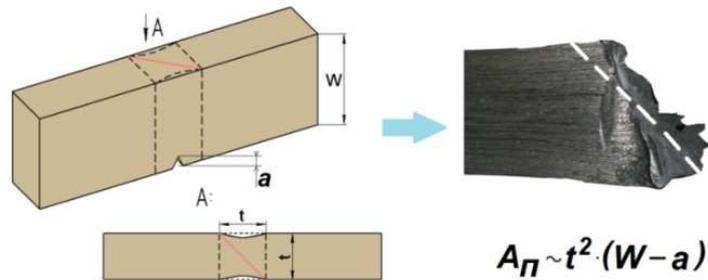


Рис. 5. Предлагаемая схема учета размеров образца

Подтверждением корректности корреляции работы разрушения при вязком состоянии металла с объемом деформируемого металла V , то есть квадратом толщины, а не с площадью излома S (как это часто принимается) является сопоставление величин приведенной работы разрушения образцов DWTT и KV (рис. 6). В первом предположении результаты оказываются достаточно близкими (рис. 6а), во втором — явно различными (рис. 6б). Здесь принимается:

- для образца DWTT: $V_{DWTT} = 70 \text{ мм} \cdot t^2$ [мм³]; $S_{DWTT} = 70 \text{ мм} \cdot t$ [мм²];
- для образца KV: $V_{KV} = 8 \cdot 10^2$ [мм³]; $S_{KV} = 8 \cdot 10$ [мм²].

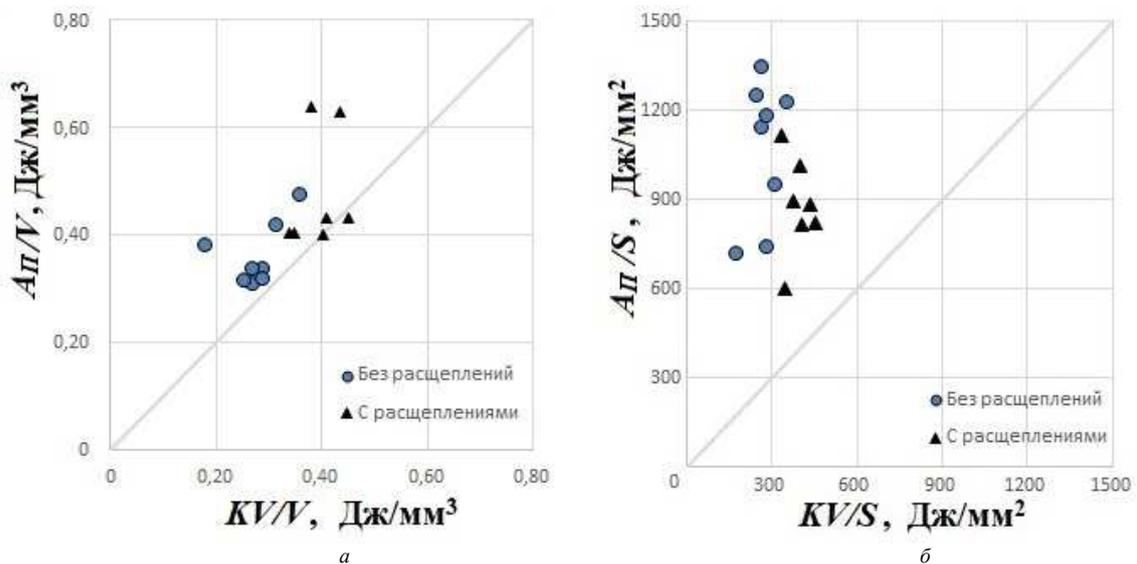


Рис. 6. Соотношение поглощенной при испытаниях DWTT (A_p) и Шарпи (KV) энергии при вязком разрушении, отнесенной к объему «зоны процесса» (а) и к площади нетто-сечения S (б)

Коэффициент G имеет смысл критической плотности работы разрушения и может быть определен как произведение предела текучести материала при динамическом нагружении R_e^{din} на величину усредненной по этому объему деформации E^P , соответствующей достижению некоторой критической деформации у поверхности разрушения: $G = E^P \cdot R_e^{din}$.

В работе [12] при сопоставлении статических и динамических (*DWTT*) диаграмм нагружения было установлено следующее увеличение предела текучести с возрастанием скорости деформации: $R_e^{din} \approx 1,4R_e$. Ранее в работе, выполненной с участием авторов, на основании сопоставления диаграмм деформирования образцов Шарпи (*KV*) при статическом и ударном нагружении было получено: $R_e^{din} \approx 1,33R_e$ [13]. Учитывая близость скоростей деформирования при испытаниях на маятниковом (*KV*) и вертикальном (*DWTT*) копрах и явно более высокую скорость деформирования в вершине бегущей по трубе трещины, далее было принято: $R_e^{din} \approx 1,33R_e$.

При определении величины E^P по экспериментальным значениям A_{II} , после вычитания из A_{II} расчетной оценки A_3 , по формуле:

$$E^P = \frac{A_P}{(W-a)t^2 1,33R_e} \cdot 10^3 \quad (3)$$

получено, что для сталей различной прочности, с варьированием предела текучести от 506 до 805 МПа, она оказалась существенно различной, изменяясь от 0,62 до 0,21 и снижаясь с возрастанием прочности. Аналогично работе зарождения трещины, это может быть связано со снижением способности к деформационному упрочнению, приводящему к уменьшению равномерного удлинения и более раннему образованию утяжки в образце, изображенной на рис. 5 и аналогичной образованию «шейки» при испытаниях на растяжение. Кроме того, при использовании в качестве характеристики деформационного упрочнения отношения предела текучести R_e к временному сопротивлению R_m было получено:

$$A_P = 2,1 \cdot 10^{-3} R_e \cdot t^2 (W-a) (1 - R_e/R_m)^{0,64} \text{ [Дж, МПа, мм]}. \quad (4)$$

По фактическим данным для рассматриваемых сталей отношение R_e/R_m изменялось от 0,81 до 0,96. Это объясняет столь большое различие значений E^P , получаемых из экспериментальных данных. В итоге из (1) и (4) формула для оценки максимального значения работы разрушения на «верхнем шельфе» A_{II} имеет вид:

$$A_{II} = 3,4t(1 - R_e/R_m) + 2,1 \cdot 10^{-3} R_e \cdot t^2 (W-a) (1 - R_e/R_m)^{0,64} \text{ [Дж, МПа, мм]}. \quad (5)$$

На рис. 7 представлено сопоставление расчетных по (5) и экспериментально полученных значений полной работы разрушения. Расхождения не превышают 10 % за исключением ситуаций, когда в изломе присутствуют расщепления, характерные для структурно неоднородных сталей, производимых методом ТМО. В этом случае экспериментальные значения A_{II} могут быть существенно ниже расчетных.

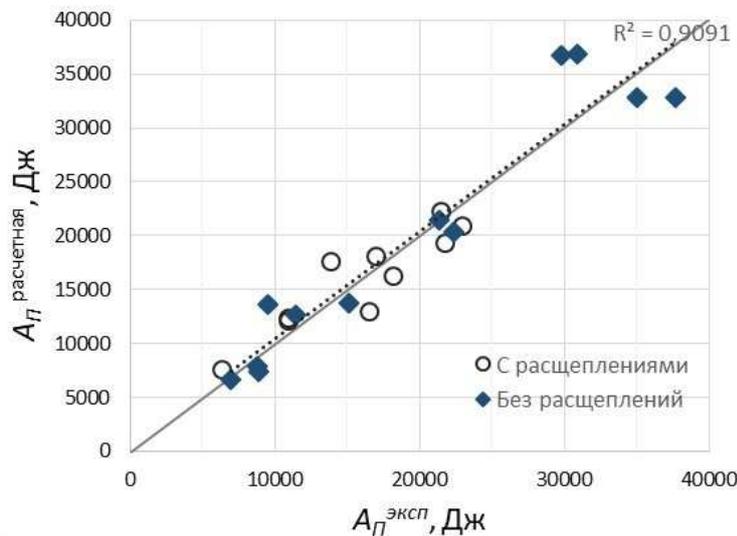


Рис. 7. Сопоставление расчетных оценок работы разрушения A_{II} по формуле (5) с экспериментальными результатами

По результатам металлографических исследований образование расщеплений в плоскостях, параллельных поверхности проката, для современных сталей ТМО не вызвано наличием раскатанных неметаллических включений и не сопровождается снижением характеристик пластичности, определяемых при растяжении на образцах, вырезанных в так называемом Z-направлении (перпендикулярно поверхности проката). Они связаны исключительно с наличием структурной анизотропии: присутствием цепочек зерен,

вытянутых вдоль направления проката и, как следствие, сниженным критическим напряжением отрыва в направлении толщины (рис. 8). Расщепления возникают при распространении фронта разрушения под действием напряжений σ_z , достигающих по теоретическим оценкам величины до $2,5R_e$ на фронте трещины. Их возникновение приводит к снижению жесткости напряженного состояния в вершине трещины, результатом чего является расширение диапазона вязко-хрупкого перехода при $DWTT$ со смещением температуры появления кристаллического излома в более низкие температуры. Но при этом снижается работа вязкого разрушения, что, как отмечалось выше, наблюдается при полигонных испытаниях газопроводов. Это можно объяснить следующим образом: если, согласно схеме на рис. 5, величина A_p пропорциональна t^2 , то при полном расщеплении проката на n фрагментов работа разрушения должна быть пропорциональна $\sim n(t/n)^2 = t^2/n$. Поскольку полного разделения слоев металла не происходит, можно ввести некоторую эффективную толщину металла t_{ef} , зависящую от суммарной протяженности расщеплений в изломе. Такая обработка данных была выполнена на базе результатов испытаний серии образцов из трубной стали ТМО, категории прочности К65 (X80) ($R_e = 570$ МПа, $R_m = 660$ МПа) толщиной 27 мм. Расщепления в изломе регистрировались и при комнатной температуре, поэтому для получения излома без расщеплений пришлось поднимать температуру испытаний до 100 °С. При снижении температуры суммарная длина расщеплений L возрастала при сохранении полностью вязкого излома до 20 °С. Полученная зависимость A_{II} от L удовлетворительно описывалась формулой:

$$t_{ef} = t[1 - 0,09L/(W - a)]. \quad (6)$$

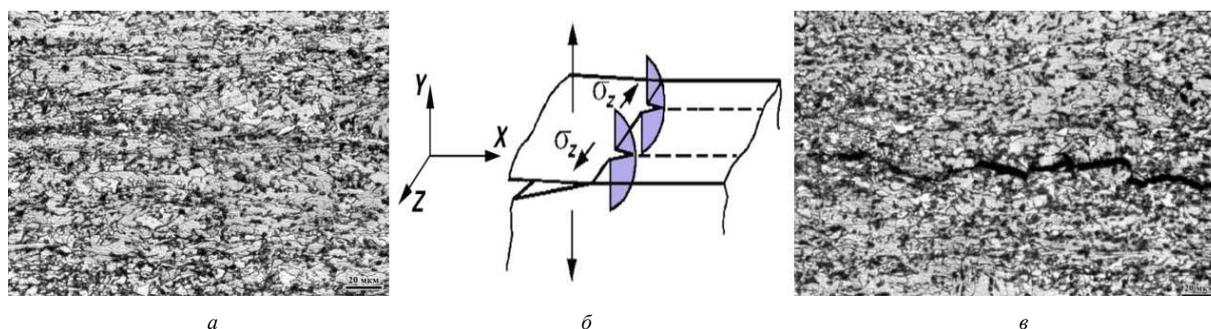


Рис. 8. Структурная неоднородность стали К65, штрипс толщиной 27,7 мм (а); схема образования расщеплений (затемнены) (б); трещина расщепления под поверхностью излома (в)

Таким образом, факт наличия полностью вязкого разрушения (т.е. 100 % волокнистой составляющей в изломе) еще не свидетельствует о высокой его энергоемкости, что и отмечалось при анализе результатов полигонных пневмоиспытаний [9, 10]: существенное значение имеет способность к деформационному упрочнению металла и гомогенность структуры проката. По данным работы [10], характеристикой, безусловно коррелирующей с результатами полигонных испытаний, является погонная работа пластического деформирования металла трубы при ее разрушении G^{pipe} , отнесенная к единице длины излома [кДж/м]. Она определялась после завершения полигонных испытаний интегрированием плотности работы деформирования по периметру трубы, определяемой как произведение деформации, определенной по измерению поперечной утяжки стенки трубы, на величину R_e^{din} . Для этих результатов величина усредненной деформации металла трубы в объеме «зоны процесса» E_p^{pipe} может быть определена по формуле:

$$E_p^{pipe} = G^{pipe}/(t \cdot T \cdot 1,4R_e^{din}), \quad (7)$$

где T — размер зоны пластического деформирования, измеряемой по периметру трубы. Если по приведенным в [10] результатам определения величины G^{pipe} принять, что $T = t$, то полученные оценки E_p^{pipe} оказываются качественно близкими к деформации E^p , определенной по результатам $DWTT$ по формуле (3). В действительности распределения пластических деформаций в образце $DWTT$ и реальной трубе существенно различны, и размер T , по-видимому, существенно больше, чем толщина стенки трубы. Однако можно предполагать, что этот размер также коррелирует с толщиной металла, и тогда результаты инструментированных испытаний $DWTT$ могут рассматриваться как информация, позволяющая прогнозировать возможность торможения магистрального разрушения в газопроводах при вязких разрушениях.

2. КОНТРОЛЬ УСЛОВИЙ ТОРМОЖЕНИЯ ХРУПКОГО РАЗРУШЕНИЯ

Как отмечалось выше, кристаллические участки изломов образцов *DWTT* для современных сталей могут иметь различную морфологию. «Классический» кристаллический участок излома должен располагаться в центральной его части непосредственно под надрезом, с преимущественной ориентацией плоскости излома перпендикулярно направлению изгиба. Но к участкам кристаллического излома могут быть также отнесены так называемые «стрелки» — участки поверхности среза (ориентированные под углом, близким к 45° , по отношению к направлению нагрузки), обладающие кристаллической поверхностью; участки так называемого «обратного излома» — пятна с кристаллической поверхностью, расположенные со стороны, противоположной надрезу, и отделенные от надреза участком волокнистого излома (см. рис. 1). Для анализа вклада в энергоёмкость разрушения отдельных его составляющих были выполнены исследования распределений пластических деформаций под поверхностью излома; примеры схемы вырезки шлифов для измерения твердости приведены на рис. 9. Величина пластической деформации определялась по калибровочной ее зависимости от изменения твердости по Виккерсу *HV5*, полученной на основе результатов испытаний призматических образцов на сжатие. В результате этих исследований получено [11]:

- пластическая деформация непосредственно вблизи участков среза («губы среза»), измеренная на расстоянии не более 1 мм, достигает 60 — 68 % при средней деформации в объеме металла с площадью сечения $t \times t$, близкой к оценкам по формуле (3);
- «классические» кристаллические участки излома соответствуют максимальной деформации, измеренной на глубине не более 1 мм от его поверхности, не превышающей 3 — 5 %;
- участки изломов типа «стрелок» и «обратного излома», визуально определяемые как кристаллические, образуются при достаточно больших (20 — 45 %) деформациях и могут быть отнесены к участкам вязкого излома по энергоёмкости разрушения.

Отсутствие значительной пластической деформации вблизи поверхности кристаллического излома (более точные исследования с использованием рентгеноструктурного анализа показывают, что большие пластические деформации в этом случае локализованы в слое толщиной не более 100 мкм) позволяет принять, что содержание кристаллической составляющей (% *C*), соответствующей распространению разрушения по хрупкому механизму при испытаниях *DWTT*, равно:

$$\% C = 100 \% \cdot (A_{\max} - A_{\text{факт}}) / A_{\max}, \quad (8)$$

где $A_{\text{факт}}$ — фактически определенная при испытаниях работа разрушения;
 A_{\max} — ее максимальное значение, определенное по формуле (5).

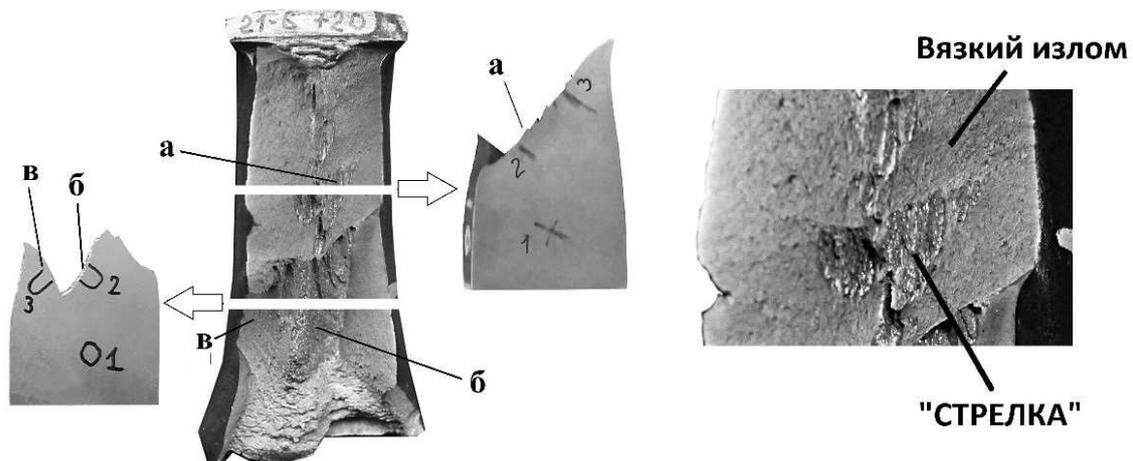


Рис. 9. Пример схемы вырезки шлифов из излома *DWTT* для оценки энергоёмкости разрушения на отдельных его морфологических участках: *a* — «стрелка»; *б* — «обратный излом»; *в* — «губа среза». Зоны измерения твердости: 1 — на удалении $\approx t$ от поверхности разрушения; 2 и 3 — непосредственно у поверхности разрушения

Для обоснования уровня допустимого снижения работы разрушения следует исходить из главной цели таких испытаний: это определение температуры применимости материала T_d , которая должна превышать температуру торможения хрупкого разрушения T_a ($T_d \geq T_a$). В предшествующих работах [14, 15] факт существования определенной величины T_a , не зависящей от стартовой длины трещины и действующих напряжений (т.е. от напряженного состояния в вершине исходного дефекта, измеряемого значением коэффициента интенсивности напряжений K_1), связывался с наличием на фронте распространяющейся трещины смешанного напряженного состояния: плоская деформация (ПД) в середине и плоское напряженное состояние (ПНС) вблизи поверхностей. Торможение трещины реализуется вследствие возрастания вклада участков ПНС в энергоёмкость разрушения при нестабильном ее распространении с возможностью смыкания приповерхностных участков («губ среза»). Численными расчетами МКЭ с применением локальных критериев хрупкого и вязкого разрушения моделировался процесс распространения трещины, «сценарий» которого, как было получено, определяется величиной относительной трещиностойкости стали β :

$$\beta = \frac{1}{t} (K_{1a}/R_e)^2, \quad (9)$$

где K_{1a} — характеристика трещиностойкости материала, определяющая условие торможения хрупкого разрушения при ПД, если $K_1 < K_{1a}$. Распространение трещины вначале осуществляется «туннелированием» хрупкого разрушения в центре пластины при неподвижных участках исходного фронта трещины на поверхности; при этом длина проскока трещины в нестабильном режиме распространения (при отсутствии совершения работы внешних сил) Δa может многократно превышать толщину пластины. Предельная длина проскока трещины при нестабильном разрушении из условия энергетического баланса [14] может быть также связана с величиной β выражением:

$$(1 + 2C\beta)^2 = 8C\beta(5,8C\sqrt{\beta} \sqrt{\Delta a/t} + 1), \quad (10)$$

где C — коэффициент, определяющий «эффективный» размер τ приповерхностных участков ПНС, пропорциональных радиусу пластической зоны в вершине трещины r_{pl} при данном значении K_1 . При численном моделировании с коррекцией по экспериментальным данным — форме языка туннелирующей трещины — получено: $C \approx 0,14$ (таким образом, величина τ приблизительно равна четырем значениям r_{pl} , определяемым для условия ПД, или $0,44r_{pl}$ для условия ПНС).

При «сценарии» распространения туннелирующего языка хрупкого разрушения с неподвижными участками фронта трещины у поверхностей ее торможение предсказывается при любом сколь угодно малом значении β — оно определяет лишь длину проскока трещины в нестабильном режиме по формуле (10). Но следует учитывать возможность старта фронта трещины и на этих участках по вязкому механизму при достижении критической деформации среза. Можно принять, что именно это условие соответствует условию неограниченного распространения разрушения в нестабильном режиме (точнее, ограниченного лишь размерами конструктивного элемента с приблизительно одинаковым напряженным состоянием). Средняя деформация на участках ПНС на расстоянии x от вершины туннелирующей трещины может быть определена как: $\varepsilon(x) = u(x)/\tau(x)$, где u — раскрытие трещины. Тогда критическое значение деформации определяется при $x = \Delta a$ по формуле:

$$\varepsilon_{cr} = \frac{2,9\varepsilon_Y \sqrt{\Delta a/t}}{C\sqrt{\beta}}. \quad (11)$$

В итоге значение β , соответствующее распространению нестабильного хрупкого разрушения, определяется из совместного решения уравнений (10) и (11), графически представляемого рис. 10. Результат расчета зависит от отношения $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$ где ε_Y — деформация текучести: $\varepsilon_Y = R_e/E$. Ордината точки пересечения спадающей зависимости $\beta(\sqrt{\Delta a/t})$, формула (10), и возрастающих зависимостей $\beta(\sqrt{\Delta a/t})$, формула (11), построенных для различных отношений $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$ соответствует значениям $\beta = \beta_{cr}$. Температура, при которой достигается соответствующее этой относительной трещиностойкости значение K_{1a} , может быть принята за температуру торможения трещины. Тогда для металла толщиной t и пределом текучести R_e условие предотвращения хрупкого разрушения, то есть условие применимости материала при минимальной температуре эксплуатации T_d , может формулироваться как:

$$K_{1a|T=T_d} \geq R_e \sqrt{\beta_{cr} t}. \quad (12)$$

Необходимо отметить, что в приведенных выше формулах (9) — (12) под пределом текучести понимается его значение с учетом динамического характера нагружения: $R_e^{din} \approx 1,33R_e$. То же следует учитывать при определении ε_Y : $\varepsilon_Y^{din} = 1,33R_e/E$. По результатам измерений средней деформации, достигаемой в зоне ПНС при разрушении срезом, для сталей, использованных в экспериментах, с пределом текучести в диапазоне 506 — 805 МПа, величина ε_{cr} может быть принята равной 0,30.

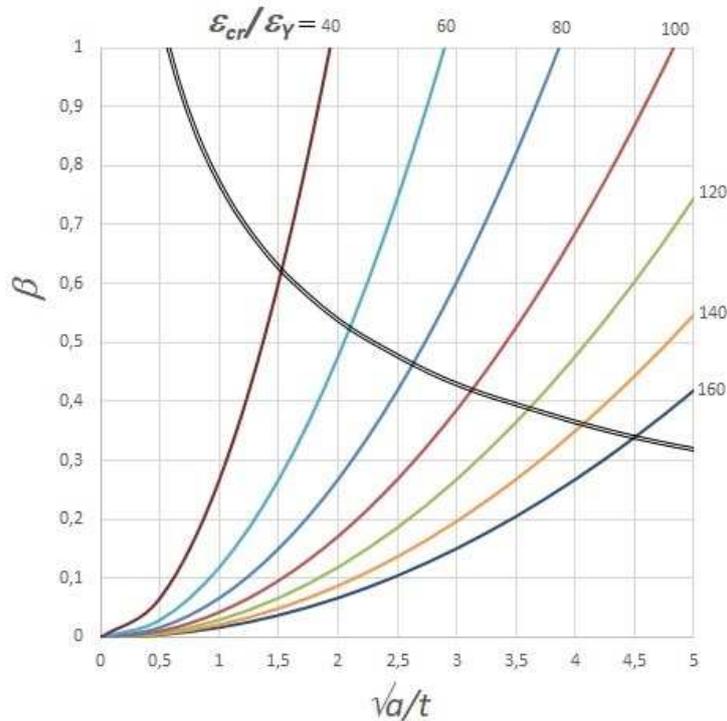


Рис. 10. Определение длины проскока трещины и условия ее неограниченного распространения в зависимости от отношения $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$. Черная кривая — зависимость (10), цветные — зависимости (11) при различных отношениях $\varepsilon_{cr}/\varepsilon_Y$

Применительно к использованию результатов испытаний *DWTT* для оценки температуры выполнения условия (12) задача может быть сформулирована как прогнозирование связи % кристаллического участка излома, или % снижения работы разрушения, с величиной K_{1a} . Для этого с использованием МКЭ в трехмерной постановке моделировалось нагружение образцов *DWTT* различной толщины при варьировании истинной диаграммы деформирования материала. После достижения расчетного прогиба, соответствующего старту трещины из надреза (установленному при упомянутых выше испытаниях образцов, не доведенных до разрушения), моделировалось распространение трещины при фиксированном перемещении, то есть в варианте нестабильного разрушения, с определением так называемой *K*-тарировочной функции (зависимости K_1 от длины трещины).

Получено, что для области вязко-хрупкого перехода, когда зарождение трещины в надрезе происходит при нагрузке, близкой к предельной нагрузке образования «пластического шарнира», эти зависимости при всех длинах трещины в образце находятся выше по величине K_1 , чем тот диапазон значений K_{1a} , который варьируется от условия торможения трещины при $\Delta a = t$ до неограниченного распространения трещины. Это выполняется для толщин до 40 мм, то есть для всего диапазона толщин образцов, которые могут быть испытаны по методике *DWTT*. Таким образом, запас упругой энергии в образце *DWTT* при старте разрушения не лимитирует возможность распространения хрупкого разрушения, определяемого величиной K_{1a} , и зависимости (10) и (11) могут быть применены для определения протяженности хрупкого скачка трещины при *DWTT*.

Для связи % *S* в изломе с длиной скачка трещины, определяемой из формулы (10), принимаем следующие допущения:

1) площадь кристаллического участка S_{xp} определяется исходя из упрощенного предположения о треугольной форме языка хрупкого разрушения. Погрешность такого представления позволяет оценить фото изломов образца *DWTT* с участками хрупкого излома, представленных на рис. 11.

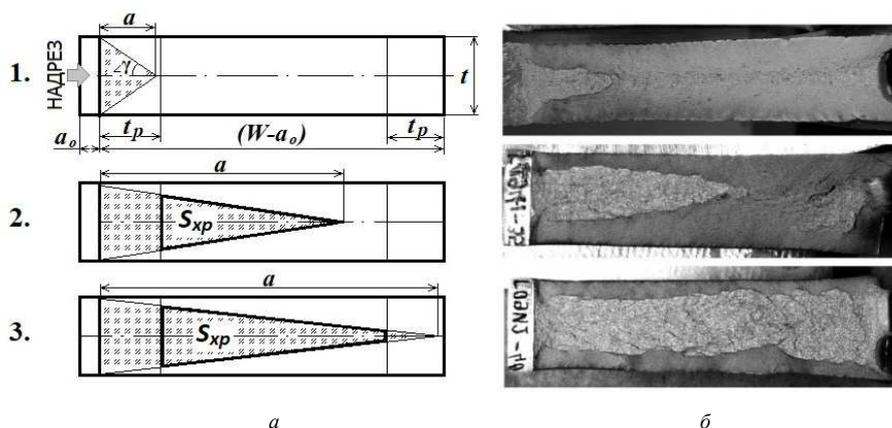


Рис. 11. Схема определения процентного содержания кристаллической составляющей в изломе образца DWTT в зависимости от длины хрупкой трещины (*а*); вид кристаллических участков излома (*б*)

2) при визуальной оценке вида излома, согласно стандартам [1 — 3], выделяется «зачетная» часть излома с площадью $S_{зачетная}$, с исключением участка t_p непосредственно у надреза и у противоположной поверхности в зоне удара. Протяженность участков t_p равна t при $t \leq 19$ мм или $= 19$ мм при $t > 19$ мм.

Тогда по определению $\% C = (S_{xp}/S_{зачетная}) \cdot 100 \%$, где величина S_{xp} определяется из условий:

$$1. S_{xp} = 0, \text{ при } a < t_p \tag{13a}$$

$$2. S_{xp} = t(a - t_p)^2 / (2a), \text{ при } t_p < a \leq (W - a_0 - t_p) \tag{13б}$$

$$3. S_{xp} = t(a - t_p)2 / (2a) - t(a - W + a_0 + t_p)^2 / (2a), \text{ при } a > (W - a_0 - t_p), \tag{13в}$$

а величина $S_{зачетная}$ по определению равна:

$$S_{зачетная} = t(W - a_0 - 2t_p). \tag{13г}$$

Примеры результатов решения первой задачи — связи $\%$ кристаллической составляющей излома с величиной K_{1a} — представлены на рис. 12 спадающими зависимостями для различных толщин и для двух значений предела текучести. Горизонтальными линиями отмечены значения K_{1a} , соответствующие условию торможения трещины (11) при $\epsilon_{cr} = 0,30$.

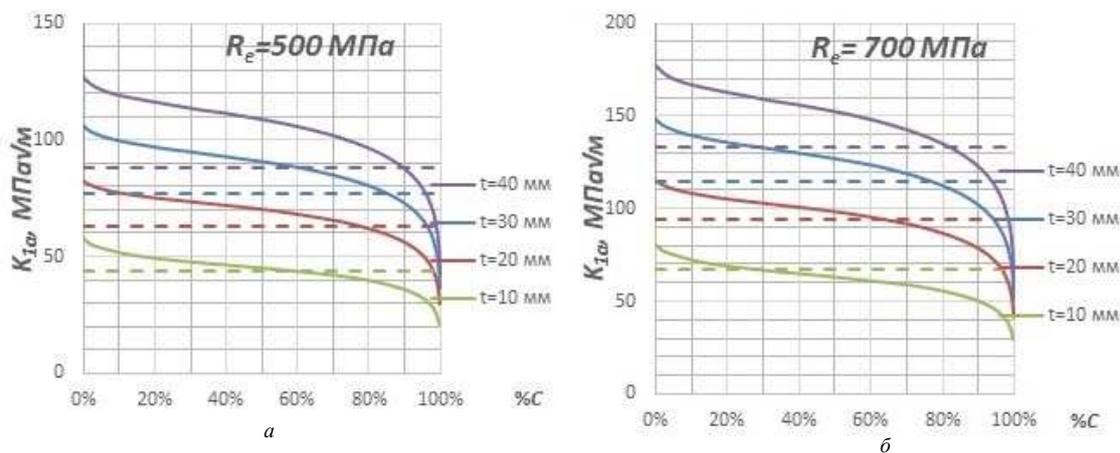


Рис. 12. Зависимости K_{1a} от $\% C$ для различных толщин образца (сплошные кривые) в сопоставлении со значением K_{1a} при торможении хрупкого разрушения (пунктирные линии)

Из результатов этого анализа можно заключить, что критическая температура вязко-хрупкого перехода T_{DWT} , определяемая как соответствующая 85 % волокнистого излома в Правилах [4] или как соответствующая 70 % волокнистого излома в Правилах [6], действительно близка к температуре торможения хрупкого разрушения только для толщин менее 20 мм, а для больших толщин она смещена в сторону более высоких температур. Величина температурного сдвига между T_{DWT} и T_a может быть оценена исходя из известной температурной зависимости K_{1a} , приводимой в стандарте ASME [16] для углеродистых и низколегированных сталей:

$$K_{1a} = 29,4 + 13,675 \exp[0,0261(T - T_{NDT})], \text{ [МПа}\sqrt{\text{м}}, \text{ }^\circ\text{C}], \quad (14)$$

где T_{NDT} — критическая температура вязко-хрупкого перехода, определенная по методике NDT [17]. Исходя из различий значений K_{1a} , соответствующих условию торможения трещины и существующим критериям определения температуры T_{DWT} , полученные по (14) температурные сдвиги ΔT : $\Delta T = T_{DWT} - T_a$ приведены в табл. 1. В действующих Правилах [6] предусмотрен сдвиг $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ только для толщин от 30 до 40 мм и без учета прочности стали; в Правилах [4] такой сдвиг вообще не предусмотрен. Полученные результаты свидетельствуют о возможности введения менее жестких требований к результатам $DWTT$.

Таблица 1

Результаты определения температурного сдвига ΔT между T_{DWT} и T_a

R_{es} , МПа	ΔT , $^\circ\text{C}$. В числителе — при требовании 85 % B; в знаменателе — при 70 % B			
	$t = 10$ мм	$t = 20$ мм	$t = 30$ мм	$t = 40$ мм
500	12/10	13/11	14/13	16/14
600	6/3	9/6	11/9	13/11
700	4/0	7/4	9/7	11/9
800	2/-1	5/3	7/6	9/8

При переходе от требований к % C к определению соответствующего ему снижения работы разрушения необходимо учесть тот факт, что при контроле вида излома вводится понятие «зачетного участка» излома, а при определении работы разрушения результат определяется энергоемкостью всего излома. С учетом этого обстоятельства и из сделанного выше предположения о пренебрежимо малом вкладе работы хрупкого разрушения в величину A_{II} получено: % снижения работы разрушения по отношению к полностью вязкому разрушению, эквивалентный требованиям к допустимому % кристаллической составляющей в изломе, с округлением в безопасную сторону составляет 20 % при требовании 85 % вязкого излома и 30 % — при требовании 70 % вязкого излома.

Полученные оценки носят теоретический характер и основаны на зависимости (14), рекомендуемой в [16] как нижняя огибающая экспериментальных данных, поэтому необходимо сопоставление сделанных выводов с известными экспериментальными результатами. Так как формула (14) связывает величину K_{1a} с температурой «нулевой пластичности» T_{NDT} как «референсной», то следует сопоставить результаты определения обеих температур (T_{NDT} и T_{DWT}), полученные для одного и того же материала. Такие данные были получены в ходе сертификационных испытаний по Программам РМРС применительно к сталям для трубопроводов и судостроительным сталям, преимущественно в диапазоне категорий прочности 535 — 590 МПа, толщиной 26 — 30 мм, и они сопоставлены на рис. 13. Исходя из зависимостей, построенных на основе формулы (10), при температуре $T_{DWT}^{70\%}$ величина K_{1a} должна находиться в диапазоне 95 — 115 МПа $\sqrt{\text{м}}$. Тогда температура T_{DWT} по формуле (14) должна быть «теплее» T_{NDT} на 58 — 68 $^\circ\text{C}$. Данные рис. 13 подтверждают это соотношение лишь как среднее температурное смещение, но при большом их разбросе (от 30 до 90 $^\circ\text{C}$). Такой разброс может быть следствием влияния анизотропии свойств материала на сопротивление распространению трещины в различных направлениях: преимущественно перпендикулярно поверхности проката в пробе NDT и вдоль проката при испытаниях $DWTT$. Это показывает, что соотношение (14) вряд ли может быть использовано для корректной оценки величины K_{1a} только исходя из температуры NDT . Но в рамках данного исследования оно является лишь способом определить температурный сдвиг между двумя значениями K_{1a} , и в этом случае оценка «в среднем» выглядит удовлетворительной.

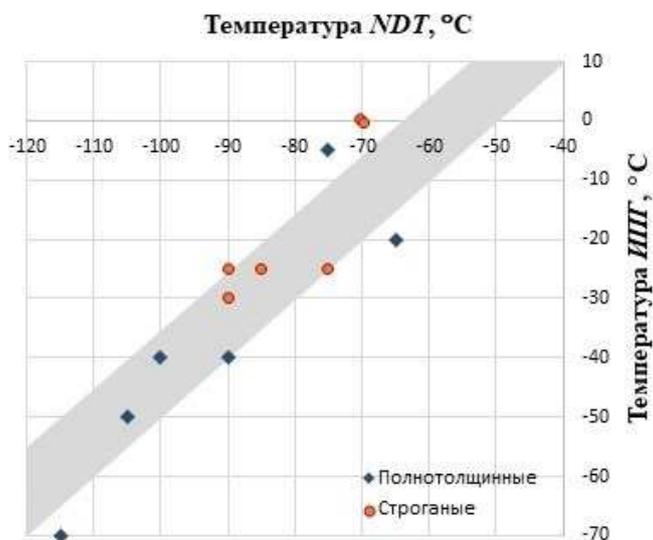


Рис. 13. Сопоставление температур вязко-хрупкого перехода T_{NDT} и $T_{DWTT} 70\%$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведение инструментированных испытаний $DWTT$ ($IPII$) с измерением работы разрушения позволяет существенно повысить информативность этих испытаний по сравнению с существующей практикой визуальной оценки вида излома по критериям «волокно» — «кристалл». Как минимум два фактора могут быть выявлены при измерении работы разрушения в области полностью вязких изломов: различие этой величины для сталей как следствие различия их способности к деформационному упрочнению и получение количественной характеристики ее снижения для сталей, склонных к образованию расщеплений в изломах. Регистрация работы разрушения позволяет сопоставлять металл труб газопроводов различных производителей по способности к торможению протяженных вязких разрушений.

Определение температуры T_{DWTT} как температуры, соответствующей условию безопасной эксплуатации судокорпусных конструкций и трубопроводов по критерию предотвращения хрупких разрушений, обосновано связью % кристаллической составляющей в изломе с определенным значением критического коэффициента интенсивности напряжений при торможении трещины в условиях плоской деформации K_{Ia} . В отношении этой связи выполненные оценки позволяют уточнить величину допустимого температурного сдвига между T_{DWTT} и минимальной температурой соответствия требованиям к стали Arc-класса.

Переход на инструментированные испытания позволит делать более объективные оценки содержания хрупкой составляющей в изломе по сравнению с визуальными оценками, затрудненными неоднозначной трактовкой отдельных морфологических составляющих излома. Необходимо отметить, что такая возможность предусмотрена в современной редакции ГОСТ 30456-2021, хотя методика оценки в этом случае отсутствует. Предлагаемая на основе выполненной работы процедура заключается в определении максимальной работы разрушения при полностью вязком изломе — либо экспериментально, либо по предложенной формуле (5) — и определении T_{DWTT} как температуры, соответствующей снижению работы разрушения на 20 % при требовании содержания 85 % волокнистой составляющей в изломе или на 30 % — при требовании 70 % соответственно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ASTM E436-03 (2014). Standard test method for drop-weight tear test of ferritic steels.
2. API 5L3 Recommended practice for conducting drop-weight tear test on line pipe. 4th ed., August 2014.
3. ГОСТ 30456-2021 Металлопродукция. Трубы стальные, прокат стальной листовой и рулонный. Метод испытания на ударный изгиб падающим грузом. — М.: Российский институт стандартизации, 2022.
4. Правила классификации и постройки морских подводных трубопроводов / Российский морской регистр судоходства. СПб., 2022.
5. Башаев В.К. Об определении хладостойкости современных высокопрочных сталей для арктических конструкций / В.К. Башаев, А.В. Ильин, В.Ю. Филин // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. — 2015. — № 38/39. — С. 74 — 79.
6. Правила классификации и постройки морских судов. Часть XIII. Материалы / Российский морской регистр судоходства. — СПб., 2023.
7. Башаев В.К. Разработка технологии производства листового проката толщиной до 50 мм из высокопрочных сталей с индексом «Arc» / В.К. Башаев, Е.И. Хлусова, С.А. Голосиенко // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. — 2013. — № 36. — С. 100 — 111.
8. Башаев В.К. Хладостойкость высокопрочной легированной стали с пределом текучести 500 МПа / В.К. Башаев, Г.Д. Мотовилина, В.В. Рябов, О.В. Сыч и др. // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. — 2014. — № 37. — С. 29 — 38.
9. Штремель М.А. Наблюдения динамики протяженного разрушения трубопровода / М.А. Штремель, А.Б. Арабей, А.Г. Глебов, А.И. Абакумов и др. // Деформация и разрушение материалов. — 2020. — № 1. — С. 39 — 46.
10. Штремель М.А. Энергоемкость протяженного разрушения газопровода под давлением / М.А. Штремель, А.Б. Арабей, А.Г. Глебов, А.И. Абакумов и др. // Деформация и разрушение материалов. — 2020. — № 8. — С. 21 — 39.
11. Ильин А.В. Инструментированные испытания падающим грузом (ИПГ, DWTT): корреляция с визуальным контролем вида излома и проблемы оценки результатов испытаний / А.В. Ильин, А.В. Ларионов // Труды XXV Юбилейной междунар. науч.-практ. конф. «Трубы-2023», 13 — 15 сентября 2023 г., г. Челябинск: сб. докл. Часть I. — С. 58 — 65.
12. Штремель М.А. Силы и деформации при испытании падающим грузом (ИПГ, DWTT) / М.А. Штремель, А.Б. Арабей, А.Г. Глебов, А.И. Абакумов и др. // Деформация и разрушения материалов. — 2016. — № 9. — С. 36 — 47.
13. Филин В.Ю. Обоснование требований МАКО и Регистра к выбору материалов корпусных конструкций, эксплуатируемых при низких климатических температурах. Часть 2 — Сопротивление распространению трещины / В.Ю. Филин, А.В. Ильин, А.В. Ларионов, Е.Д. Назарова // Научно-технический сборник Российского морского регистра судоходства. — 2024. — № 74. — С. 56 — 69.
14. Ильин А.В. Моделирование МКЭ распространения и торможения хрупкого разрушения в пластинах с исходной трещиной / А.В. Ильин, Д.М. Артемьев, В.Ю. Филин // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. — 2018. — Том 84, № 1 (I). — С. 56 — 65.
15. Ильин А.В. Анализ корреляции критических температур вязко-хрупкого перехода и температуры торможения хрупкого разрушения на основе численного моделирования МКЭ / А.В. Ильин, Д.М. Артемьев, В.Ю. Филин // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. — 2018. — Том 84, № 2. — С. 46 — 55.
16. ASME Boiler and Pressure Vessel Code. XI Rules for inservice inspection of nuclear power plant components. July 1, 2021.
17. ASTM E 208-20. Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.

REFERENCES

1. ASTM E436-03 (2014). Standard test method for drop-weight tear test of ferritic steels.
2. API 5L3 Recommended practice for conducting drop-weight tear test on line pipe. 4th ed., August 2014.
3. GOST 30456-2021 Metalloproduksiya. Truby stal'nye, prokat stal'noi listovoi i rulonnyi. Metod ispytaniya na udarnyi izgib padayushchim gruzom [State Standard 30456-2021. Metal products. Steel pipes, rolled steel sheets and rolls. Method of impact bending test with a drop weight.]. Moscow: Rossiiskii institut standartizatsii, 2022.
4. Rules for the Classification and Construction of Subsea Pipelines / Russian Maritime Register of Shipping. St. Petersburg, 2022.
5. Bashaev V.K., Ilyin A.V., Filin V.Yu. Ob opredelenii khladostoykosti sovremennykh vysokoprochnykh staley dlya arkticheskikh konstruktssii [On the determination of cold resistance of modern high-strength steels for arctic structures]. *Research Bulletin by Russian Maritime Register of Shipping*. 2015. No. 38/39. P. 74 — 79. (In Russ.)
6. Rules for the Classification and Construction of Sea-Going Ships. Part XIII. Materials / Russian Maritime Register of Shipping. St. Petersburg, 2023.
7. Bashaev V.K., Khlusova E.I., Golosienko S.A. Development of technology for the production of sheet metal products up to 50 mm thick from high-strength steels with the "Arc" index. *Transactions of Russian Maritime Register of Shipping*. 2013. No. 36. P. 100 — 111. (In Russ.)
8. Bashaev V.K., Motovilina G.D., Ryabov V.V., Sych O.V. et al. Cold resistance of high-strength alloy steel with a yield strength of 500 MPa. *Research Bulletin by Russian Maritime Register of Shipping*. 2014. No. 37. P. 29 — 38. (In Russ.)
9. Shtremel' M.A., Arabei A.B., Glebov A.G., Abakumov A.I. et al. Dynamics of extended pipeline failure. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2020. Vol. 2020, Issue 10. P. 1191 — 1198.
10. Shtremel' M.A., Arabei A.B., Glebov A.G., Abakumov A.I. et al. Energy of the extended pipeline failure under pressure. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2021. Vol. 2021, Issue 4. P. 528 — 545.
11. Ilyin A.V., Larionov A.V. Instrumentirovannyye ispytaniya padayushchim gruzom (IPG, DWTT): korrelyatsiya s vizual'nym kontrolem vida izloma i problemy otsenki rezul'tatov ispytaniy. [Instrumented drop weight tear tests (DWTT): correlation with visual inspection of fracture surface and problems of evaluation of test results]. *Proceedings of the XXV Anniversary International Scientific and Practical Conference "Pipes-2023"*. September 13 — 15, 2023, Chelyabinsk: collection of reports. Part I. P. 58 — 65.
12. Shtremel' M.A., Arabei A.B., Glebov A.G., Abakumov A.I. et al. Forces and strains during drop weight tear test. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2017. Vol. 2017, Issue 4. P. 339 — 349.

13. Filin V.Yu., Ilyin A.V., Larionov A.V., Nazarova E.D. Substantiation of IACS and RS requirements for the selection of hull materials for structures operated at low climatic temperatures. Part 2 — Resistance to crack propagation. *Research Bulletin by Russian Maritime Register of Shipping*. 2024. No. 74. P. 56 — 69. (In Russ.)
14. Ilyin A.V., Artem'ev D.M., Filin V.Yu. Simulation of the propagation and arrest of the brittle fracture in steel plates with initial crack using finite element method. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov [Industrial laboratory. Diagnostics of materials]*. 2018. Vol. 84. No. 1 (I). P. 56 — 65. (In Russ.)
15. Ilyin A.V., Artem'ev D.M., Filin V.Yu. Estimation of critical temperatures of brittle ductile transition and brittle fracture arrest correlation based on finite element modelling. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov [Industrial laboratory. Diagnostics of materials]*. 2018. Vol. 84. No. 2. P. 46 — 55. (In Russ.)
16. ASME Boiler and Pressure Vessel Code. XI Rules for inservice inspection of nuclear power plant components. July 1, 2021.
17. ASTM E 208-20. Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.