

УДК 620.191.33

А.В. БОГДАНОВИЧ, д-р техн. наук

Лидский колледж УО «Гродненский государственный университет им. Я. Купалы», Республика Беларусь

А.Е. ШИШКИН, канд. техн. наук

НИЛ динамики, прочности, износостойкости, г. Лида, Республика Беларусь

МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ НА СЛУЖБЕ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Изложены основы нового инженерного подхода к расчетно-экспериментальной оценке циклической трещиностойкости пластичных сталей, основанного на измерении локальной пластической деформации опасного сечения образца в окрестности трещины и построении диаграммы циклического упругопластического разрушения. Анализируются результаты испытания на циклическую трещиностойкость компактных образцов, вырезанных из трубы линейных участков нефтепровода после длительной эксплуатации. Приведены результаты испытания металл-металлической силовой системы «цилиндрический образец из стали 45 диаметром рабочей части 10 мм — контрообразец в виде частичного вкладыша из силумина» на фрикционно-механическую усталость при главном вращательном движении в условиях консольного изгиба.

Ключевые слова: трещиностойкость, живучесть, коэффициент интенсивности напряжений, утяжка, компактный образец, диаграмма упругопластического разрушения, силовая система, фрикционно-механическая усталость, круговая диаграмма износа, кривая усталости

Введение. Эксплуатация многих механических систем при наличии в их элементах дефектов типа трещин требует применения современного испытательного оборудования и средств измерения по экспериментальному исследованию трещиностойкости материалов и изделий, разработки методов оценки их живучести: «...только с позиции трибофатики становится ясным: износоусталостное повреждение в ряде случаев инициирует трещинообразование и, следовательно, разрушение...» (академик М.С. Высоцкий [1]). Если речь идет о живучести силовых систем, элементы которых изготовлены из пластичного материала, то исходные характеристики типа коэффициента интенсивности напряжений, принятые в линейной механике разрушения (ЛМР), не могут считаться надежным источником прогнозирования остаточного ресурса. В связи с этим внедрение в инженерную практику новых методов механики разрушения зависит от результатов хорошо поставленных экспериментальных исследований [2]. Если размеры пластической зоны превышают размеры трещины, достоверная оценка трещиностойкости и живучести элементов машин и конструкций возможна только на основе методов нелинейной механики разрушения, которые в настоящее время недостаточно разработаны.

В этой связи актуальной является задача создания новых инженерных подходов механики разрушения для оценки трещиностойкости и живучести силовых систем машин и оборудования, в том числе на основе экстраполяции формул для коэффициента интенсивности напряжений на существенно нелинейную стадию деформирования с помощью функций поправки на пластичность, более широкого привлечения деформационных характеристик к анализу стадии локализованного разрушения.

В статье рассматриваются некоторые результаты исследований по механике разрушения, проведенных в аккредитованной на соответствие СТБ ИСО/МЭК

17025-2007 научно-исследовательской лаборатории динамики, прочности и износостойкости, в том числе по заданиям ГКПНИ «Механика», и имеющих прикладное значение для машиностроения.

Механика упругопластического разрушения. Для пластичных сталей в верхней части кинетической диаграммы усталостного разрушения условия плоской деформации, как известно, не выполняются. Соответственно и известные формулы линейной механики разрушения для оценки величины коэффициента интенсивности напряжений (КИН) при внецентренном растяжении компактного образца

$$K_{I \max} = \frac{P_{\max} \sqrt{l}}{t_0 B} \cdot Y\left(\frac{l}{B}\right), \quad (1)$$

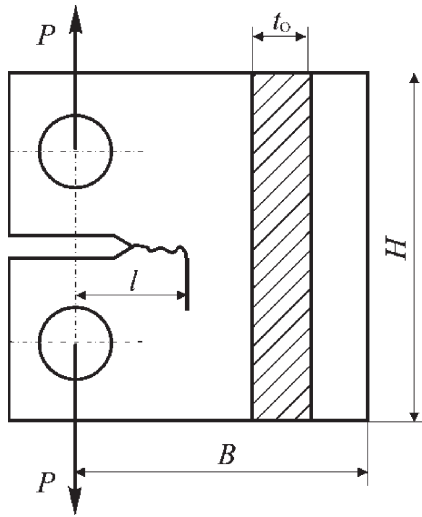
где P_{\max} — максимальная нагрузка цикла; l — измеренная длина трещины; t_0 , B — размеры опасного сечения образца (рисунок 1); $Y(l/B)$ — поправочная функция, которая учитывает геометрию образца и схему его нагружения:

$$Y(l/B) = 29,6 - 185,5(l/B) + 655,7(l/B)^2 - 1017(l/B)^3 + 638,9(l/B)^4, \quad (2)$$

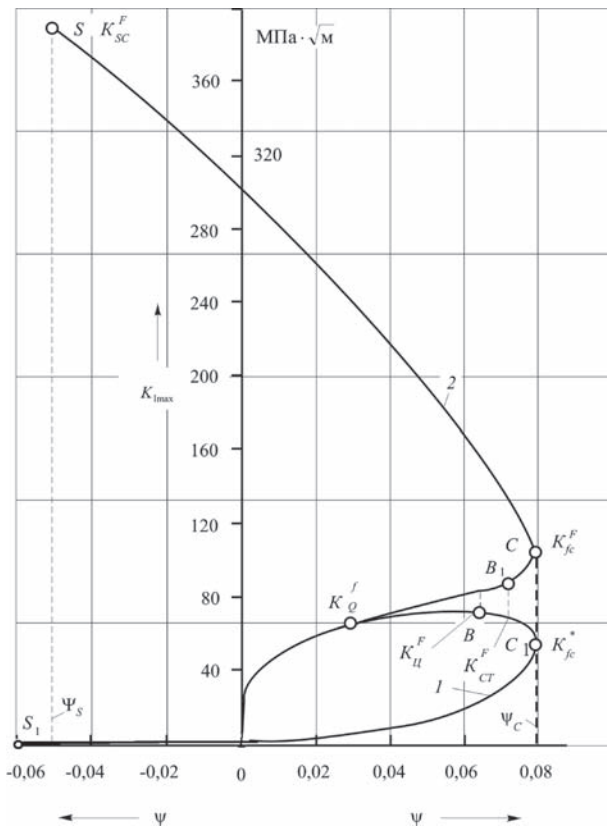
справедливы при упругом деформировании, при сохранении условий плоской деформации. Чтобы применить их в упругопластической области, необходимо ввести в них соответствующую поправку на пластичность.

Это можно осуществить путем учета в функции (2) действительных размеров опасного сечения образца, т. е. тех размеров, которые имеют место при пластической деформации [3—5].

Умножим и разделим отношение l/B на величину t_0 ; при этом $l/B = (l/B)(t_0/t_0)$. Значит, $Y(l/B) = Y[(l/B)(t_0/t_0)]$. При упругом деформировании это равенство является тождественным. При учете пластической деформации сечения в функции Y необходимо принять действительную толщину образца



a



b

Рисунок 1 — Схема испытания:

a — компактного образца; б — измерения утяжки

$t_\phi = t_0 - \phi$, где ϕ — поперечная составляющая пластической деформации (утяжка) сечения, т. е. записать [3]:

$$Y\left(\frac{l}{B} \frac{t_j}{t_0}\right) = Y\left(\frac{F_1}{F_0}\right) = Y(\omega_F), \quad (3)$$

где F_0 — номинальная (до деформации) площадь опасного сечения образца; F_1 — площадь, поврежденная трещиной длиной l и определенная с учетом пластической деформации сечения. Значит, путем введения (3) в (1) и (2) получаем методику вычисления КИН в упругопластической области [3—5]:

$$K_{I_{\max}}^F = \frac{P_{\max}}{t_0 \sqrt{B}} \omega_F^{1/2} Y(\omega_F); \quad (3a)$$

$$Y(\omega_F) = 29,6 - 185,5(\omega_F) + 655,7(\omega_F)^2 - 1017(\omega_F)^3 + 638,9(\omega_F)^4. \quad (3b)$$

Таким образом, функция (3б) учитывает не только геометрию образца и схему его нагружения, но и интегрально величину пластической деформации в опасном сечении. А в (3а) введена, по существу, локальная мера поврежденности образца с трещиной $\omega_F = F_1 / F_0$, которая имеет не только геометрический смысл, но и физическое содержание: эта мера однозначно определяет живучесть объекта с трещиной [6]. Дополнительно подчеркнем, что мера ω_F определяется с учетом пластической деформации опасного сечения.

Согласно развиваемому подходу [3—5], весь процесс упругопластического деформирования и разрушения описывается с помощью диаграммы циклического упругопластического разрушения образца с трещиной (диаграммы ЦУПРОТ). Эту диаграмму строят в координатах КИН K_I^F — абсолютная ϕ - или относительная ψ -утяжка (рисунок 2). Поперечную составляющую пластической деформации образца в зоне развития трещины — утяжку — определяют как разность номинального t_0 и текущего t_ϕ значений толщины образца, т. е. $\phi = t_0 - t_\phi$ (см. рисунок 1); ее относительная величина $\psi = \phi / t_0$. При этом КИН K_I^F вычисляют по формулам ЛМР, но с

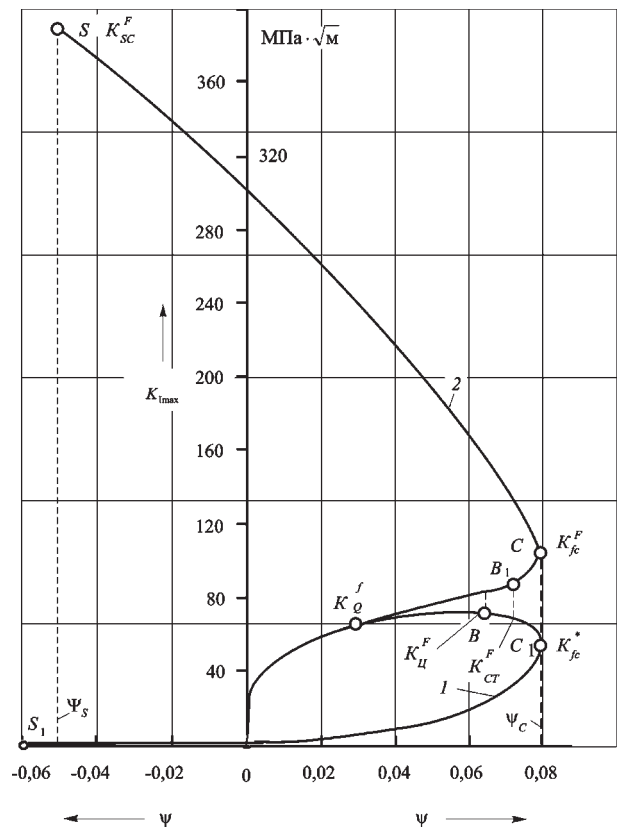


Рисунок 2 — Совмещенные Q-диаграмма (1) и D-диаграмма (2) для компактного образца толщиной 20 мм из стали 30

поправкой на пластичность исследуемого материала. Например, для расчета КИН компактного образца (см. рисунок 1) используют формулы (3а), (3б).

Различают два типа диаграммы ЦУПРОТ [5]. Если при расчете величины K_I^F условно принимают, что максимальная нагрузка в процессе долома остается постоянной (а это действительно возможно, если испытательная машина достаточно жесткая или скорость нагружения высока), то получают диаграмму *OBСS* (см. рисунок 2), которая с учетом оси ординат напоминает букву *D*, поэтому ее называют *D*-диаграммой. Если же при расчете K_I^F учитывают падение нагрузки в ходе долома образца (когда машина имеет относительно невысокую жесткость или скорость нагружения низка), то получают диаграмму *OB₁C₁S₁* (см. рисунок 2). Поскольку форма этой диаграммы напоминает букву *Q*, ее называют *Q*-диаграммой.

Диаграмма ЦУПРОТ в общем случае состоит из двух кривых: кривой циклического упругопластического разрушения (участки *OBС* на *D*-диаграмме и *OB₁C₁* на *Q*-диаграмме) и кривой квазистатического разрушения (долома) (участки *CS* на *D*-диаграмме и *C₁S₁* на *Q*-диаграмме). В соответствующих точках *C* и *C₁* трещина достигает критического размера l_c , которому отвечает предельная утяжка ψ_c и предельное значение КИН — циклическая вязкость разрушения (величина K_{fc}^F на *D*-диаграмме и K_{fc}^* на *Q*-диаграмме). В соответствующих точках *S* и *S₁* происходит разделение образца на две части, при этом имеет место максимальное уширение ϕ_s его опасного сечения, по которому определяют другое предельное значение КИН — квазистатическую вязкость разрушения (величина K_{sc}^F на *D*-диаграмме; на *Q*-диаграмме $K_I^F = 0$ в этой точке). Пересечение кривой *CS* с осью ординат дает еще один параметр трещиностойкости K_0^F (см. рисунок 2). Максимум *Q*-диаграммы по оси КИН (точка *B₁*) соответствует началу циклического долома и характеризуется параметром $K_{ц}^F$; началу квазистатического долома соответствует параметр $K_{ст}^F$ на *Q*-диаграмме, который не является характерной точкой этой диаграммы, но соответствует началу резкого подъема кривой *OBС* (точка *B* на *D*-диаграмме). Предложены [3—6] формулы для аналитического описания *D*- и *Q*-диаграмм ЦУПРОТ.

Для аналитического описания кривой *OBСD*-диаграммы можно предложить два подхода [5]. При первом подходе эта кривая описывается выражением

$$K_I^F = K_w \left(\frac{\psi - \psi_t}{\psi_c - \psi} \right)^{m_1} \text{ при } \psi_t < \psi < \psi_c, \quad (4)$$

где K_w — параметр, подлежащий определению; m_1 — параметр упрочнения; ψ_t — относительная утяжка образца, соответствующая началу текучести материала при осевом растяжении. Если $K_I^F = K_w$, то $2\psi = \psi_c + \psi_t$ или $\psi = (\psi_c + \psi_t) / 2$. Следовательно, параметр K_w — это такое значение КИН, ко-

торое соответствует относительной величине утяжки $\psi = (\psi_c + \psi_t) / 2$. А так как $\psi_t \rightarrow 0$ и для пластичных материалов $\psi_c \gg \psi_t$, то параметр K_w можно определить для них как такое значение K_I^F , которое соответствует половине предельной утяжки ($\psi_c / 2$). Практически значение K_w определяется также как величина, соответствующая величине $\lg[(\psi - \psi_t) / (\psi_c - \psi)] = 0$ при представлении кривой *OBС* (см. рисунок 2) в координатах $\lg K_I^F - \lg[(\psi - \psi_t) / (\psi_c - \psi)]$, а значение параметра m_1 можно найти из этого же графика как тангенс угла наклона полученной прямой к оси абсцисс.

При втором подходе принимается, что экспериментальные точки в средней части участка *OBС D*-диаграммы аппроксимируются прямой линией в координатах $\lg K_I^F - \lg(\psi / \psi_t)$. Уравнение этой прямой линии при переходе к обычным координатам трансформируется в степенную зависимость вида

$$K_I^F = K_t \left(\frac{\psi}{\psi_t} \right)^{m_2}, \quad (5)$$

где K_t , m_2 — параметры. Практически величину K_t определяют по точке пересечения указанной прямой с осью ординат в двойных логарифмических координатах, а значение параметра m_2 находят как тангенс угла наклона этой прямой к оси абсцисс.

Приведем в качестве примера результаты экспериментальной оценки трещиностойкости пластичной стали труб нефтепровода [7].

Испытания вели на универсальной сервогидравлической машине Ви-01-102 (Индия). Вырезка образцов для испытаний проводилась из трубы линейного участка нефтепровода «Дружба» с ориентацией надреза и усталостной трещины в осевом и окружном направлениях трубы, согласно схеме, приведенной на рисунке 3.

Испытания компактных образцов типа 1 и 2 вели при внецентренном растяжении по схеме (см. рисунок 1 а) при атмосферном давлении, в воздухе с относительной влажностью 40—60 %, при циклическом нагружении, коэффициенте асимметрии $R = 0,1$, частоте нагружения $f = 20$ Гц, синусоидальной форме цикла и при температуре 17—23 °С. После испытаний производили измерение утяжки ϕ опасного сечения образца (см. рисунок 1 б).

В процессе испытаний происходит рост трещины и раскрытие образца, т. е. его долом. На рисунке 4 а представлено фото одного из испытанных компактных образцов — хорошо видно раскрытие его из-за роста трещины в процессе долома. А на рисунке 4 б дано фото одной из половинок двух разрушенных образцов, иллюстрирующих остаточную деформацию, а значит, значительные пластические свойства исследуемой стали даже после длительной эксплуатации.

Результаты испытаний образцов типа 1 и типа 2 с ориентацией трещины в осевом и окружном направлениях трубы представлены на рисунках 5—7.

В таблице 1 приведены значения характеристик циклической трещиностойкости трубной

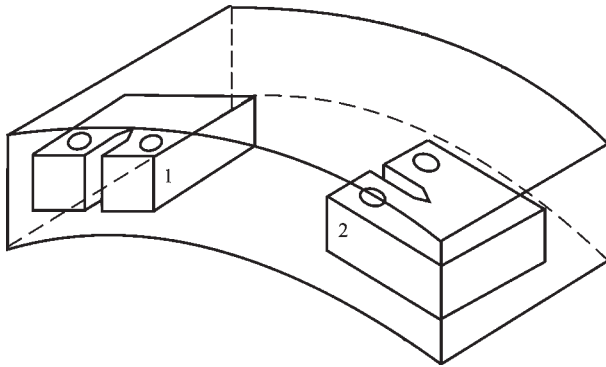


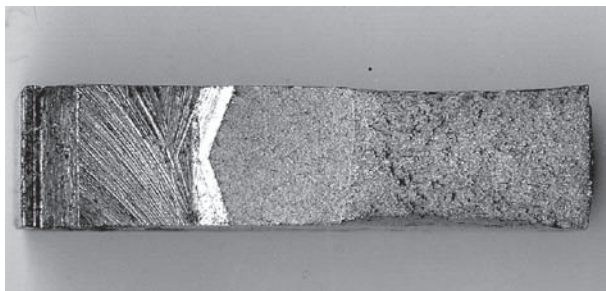
Рисунок 3 — Схема вырезки образцов из трубы нефтепровода: 1 — образец с развитием трещины в осевом направлении (тип 1); 2 — образец с развитием трещины в окружном направлении (тип 2)

стали, определенные по результатам проведенных испытаний и на основании разработанной методики.

Как можно видеть из представленных результатов испытаний, циклическая вязкость разрушения K_{fc} исследуемой стали не может быть определена по стандартному методу [8] в виду того, что не выполняется условие плоской деформации (где t — толщина образца; $\sigma_{0,2}$ — условный предел текучести материала):



а



б

Рисунок 4 — Фото компактного образца (а), разрушенного при испытаниях на циклическую трещиностойкость и его половинки (б)

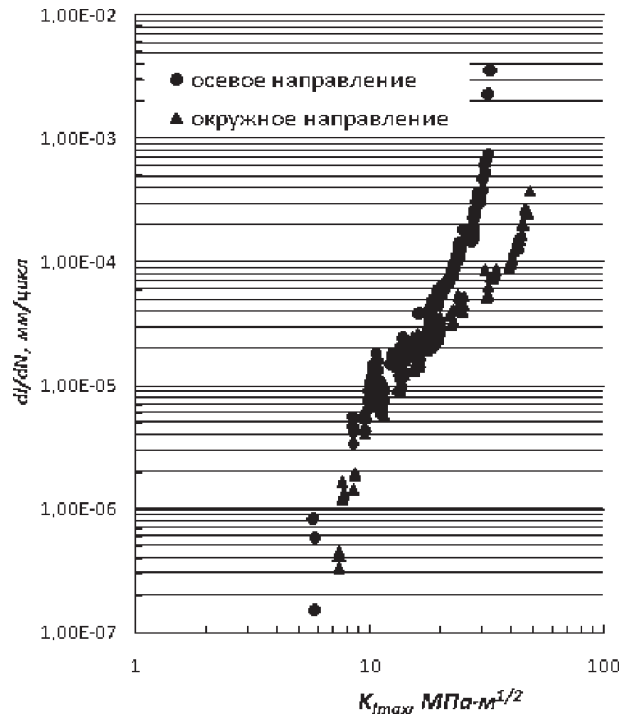


Рисунок 5 — Экспериментальная кинетическая диаграмма усталостного разрушения компактных образцов типа 1 и типа 2

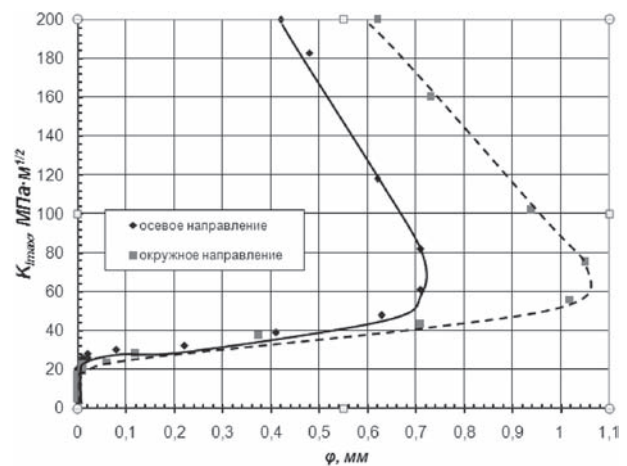


Рисунок 6 — Типичные экспериментальные диаграммы циклического упругопластического разрушения компактных образцов типа 1 и типа 2

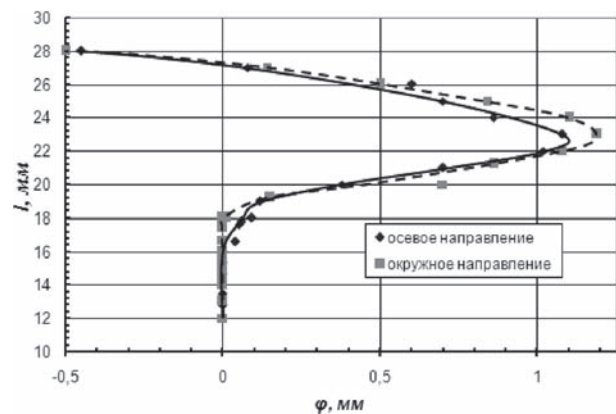


Рисунок 7 — Типичные экспериментальные зависимости «длина трещины l — утяжка ϕ » компактных образцов типа 1 и типа 2

$$t \geq 2,5 \left(\frac{K_{\text{Imax}}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \quad (6)$$

Поэтому в таблице 1 представлена условная величина циклической вязкости разрушения данной стали K_Q . Но в соответствии с разработанной ранее методикой [3–6], вычисление КИН с учетом поправки на пластичность материала позволяет определять предельное значение КИН K_{fc}^F с помощью построенной диаграммы ЦУПРОТ, которое также приведено в таблице 1. При этом если трещина ориентирована в образце в окружном направлении, то в среднем по результатам испытания партии образцов предельное значение КИН $K_{fc}^F = 79,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ оказывается выше условной циклической вязкости разрушения $K_Q = 51,2 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ на 35,7 %. Аналогично для образцов, в которых трещина ориентирована в осевом направлении трубы, имеем: $K_{fc}^F = 60,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, $K_Q = 29,05 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Разница составляет 52,1 %. Если сравнивать предельные значения КИН и условные значения циклической вязкости разрушения для образцов типа 1 и 2, то и K_{fc}^F и K_Q оказались выше для образцов типа 2, т. е. сопротивление росту трещины на стадии предразрушения в исследуемой стали значительно больше в окружном направлении, чем в осевом. Об этом свидетельствует и критическая скорость $\left(\frac{dl}{dn} \right)_{fc}$ роста трещины в момент циклического долома образца: для образцов типа 1 она выше, чем для образцов типа 2 на ~ 57 % (см. таблицу 1). Хотя при этом критическая длина

трещины l_{fc} у обоих типов образцов практически одинакова (22,5 и 23 мм соответственно).

Важной характеристикой трещиностойкости материала является пороговое значение КИН K_{th} , которое указывает на опасность распространения малых трещин. Результаты испытаний показали, что величина K_{th} лишь незначительно отличается у образцов типа 1 и 2: в среднем 6 и 7,25 МПа $\sqrt{\text{м}}$ соответственно (см. таблицу 1), но это также свидетельствует о более высоком сопротивлении росту малых трещин исследуемой трубной стали в окружном направлении (на ~ 17 %).

Деформационные характеристики циклической трещиностойкости образцов трубной стали представлены в таблице 1 и на рисунке 7: это предельная утяжка φ_c и предельное уширение φ_s . Установлено по результатам испытаний, что обе характеристики имеют большее значение для образцов типа 2, чем для образцов типа 1: в среднем предельная утяжка оказывается больше на ~ 42 %, а предельное уширение на ~ 14,7 %. Этот факт, указывающий на более высокие пластические свойства трубы после длительной эксплуатации в окружном направлении, подтверждает известную закономерность увеличения сопротивления развитию трещин с ростом пластичности ряда сталей и снижения трещиностойкости при их охрупчивании [3–6].

Механика разрушения трибофатических систем. Исследование основных закономерностей повреждения и разрушения силовых систем, работающих в условиях фрикционно-механической усталости, является необходимым для корректной оценки надежности и долговечности таких систем. Система «вал — вкладыш» представляет собой характерную силовую сис-

Таблица 1 — Экспериментальные значения характеристик циклической трещиностойкости трубной стали после эксплуатации

Параметры	Обозначение	Численное значение для образцов после эксплуатации с развитием фронта трещины	
		в окружном направлении	в осевом направлении
КИН K_{Imax} , МПа $\sqrt{\text{м}}$	K_{th}	$\frac{6,5 \dots 8,0}{7,25}$	$\frac{5,5 \dots 6,5}{6,0}$
	K_Q	$\frac{48,0 \dots 54,4}{51,2}$	$\frac{25,1 \dots 33,0}{29,05}$
КИН K_{Imax}^F , МПа $\sqrt{\text{м}}$	K_{th}^F	$\frac{6,5 \dots 8,0}{7,25}$	$\frac{5,5 \dots 6,5}{6,0}$
	K_{fc}^F	$\frac{72,0 \dots 87,2}{79,6}$	$\frac{51,0 \dots 70,2}{60,6}$
Скорость роста трещины, м/цикл	$\left(\frac{dl}{dn} \right)_{fc}$	$\frac{(0,38 \dots 1,37) \cdot 10^{-6}}{8,75 \cdot 10^{-6}}$	$\frac{(0,44 \dots 3,61) \cdot 10^{-6}}{2,03 \cdot 10^{-6}}$
Длина трещины l , мм	l_{fc}	23	$\frac{22,0 \dots 23,0}{22,5}$
Утяжка образца φ , мм	φ_c	$\frac{1,06 \dots 1,18}{1,12}$	$\frac{0,55 \dots 0,75}{0,65}$
	φ_s	$\frac{-0,50 \dots -0,45}{-0,475}$	$\frac{-0,46 \dots -0,35}{-0,405}$

тему и является моделью такого практически важного объекта как «вал — подшипник скольжения».

Экспериментальные значения характеристик сопротивления фрикционно-механической усталости исследуемых моделей силовых систем и анализ результатов испытаний позволяют установить новые закономерности износоусталостного повреждения силовых систем машин.

Рассмотрим результаты испытания металл-металлической силовой системы для частного случая фрикционно-механической усталости — фрикционной усталости по схеме «вал — вкладыш» [9]. Образец-вал 1 из стали 45 с диаметром рабочей части 10 мм консольно закреплялся в шпинделе 2 испытательной машины УКИ-6000-2 и вращался с частотой 3000 мин^{-1} (рисунок 8 а). Контроль образца-вкладыш 3 шириной 4 мм, выполненный из силумина, прижимался к опасному сечению образца 1 контактной нагрузкой F_N , величину которой задавали при помощи специального приспособления и поддерживали постоянной в процессе испытания каждой пары «образец — контрольный образец».

В процессе испытаний обеспечивался капельный подвод смазочного материала — универсального всесезонного моторного масла Лукойл супер 15W-40. В качестве предельного состояния был принят суммарный износ пары «образец — вкладыш», равный 100 мкм, а база испытаний составила 10^7 циклов в соответствии с СТБ 1448—2004.

Отметим, что в процессе испытаний периодически проводилось измерение с помощью индикаторной головки с точностью 2 мкм величины линейного износа i фрикционной пары в локальных восьми точках по периметру опасной зоны образца дискретным способом. При таком способе в опасном сечении образца, где возбуждаются наибольшие циклические напряжения и одновременно реализуется процесс трения скольжения, отмечаются по длине окружности восемь точек: (1), (2), ..., (8), в каждой из которых с высокой точностью измеряет-

ся параметр i в течение 1 оборота образца при его вращении (см. рисунок 8 б). Естественно, что такие измерения могут быть проведены в любой момент испытаний (по времени t). Таким образом, можно изучать кинетику повреждения конкретной локальной точки (зоны) элемента силовой системы.

На рисунке 9 приведена круговая диаграмма износа i , мкм, на которой отражено изменение величины i каждой из восьми точек, равномерно распределенных по периметру опасного сечения образца в заданные моменты времени (при заданной наработке). Значения i в этих локальных точках при наработке n , выраженной числом циклов нагружения, соединяли ломаными линиями.

Видно, что изнашивание происходит неравномерно по периметру опасного сечения образца, причем наибольшая неравномерность наблюдается на начальном этапе (см. диаграмму на рисунке 9 а).

С ростом числа циклов неравномерность снижается. Наибольший износ имел место при $N = 6500$ тыс. циклов в области локальных точек 5-6 (101—103 мкм). Неравномерность изнашивания обусловлена, главным образом, различием физико-механических свойств поверхностного слоя металла [10—12].

Результаты испытаний серии исследуемых силовых систем представлены на рисунке 10 в виде кривой фрикционной усталости I в координатах «контактная нагрузка F_N — число циклов N » до наступления предельного состояния вкладыша.

Оказалось, что кривая I в заданном диапазоне контактной нагрузки F_N имеет три характерных участка: I — область малоциклового разрушения (примерно до $N = 4,2 \cdot 10^6$ циклов, $F_N = 320 \div 450 \text{ Н}$), II — область многоциклового разрушения ($N = 4,2 \cdot 10^6 \div 5 \cdot 10^6$ циклов, $F_N = 150 \div 320 \text{ Н}$), III — область высокоресурсного разрушения ($N > 5 \cdot 10^6$ циклов, $F_N < 150 \text{ Н}$). Видно, что кривая фрикционной усталости состоит из трех ветвей: левой с большим наклоном, средней, расположенной почти вертикально, и правой, которую провели горизонтально. Контактная нагрузка, со-

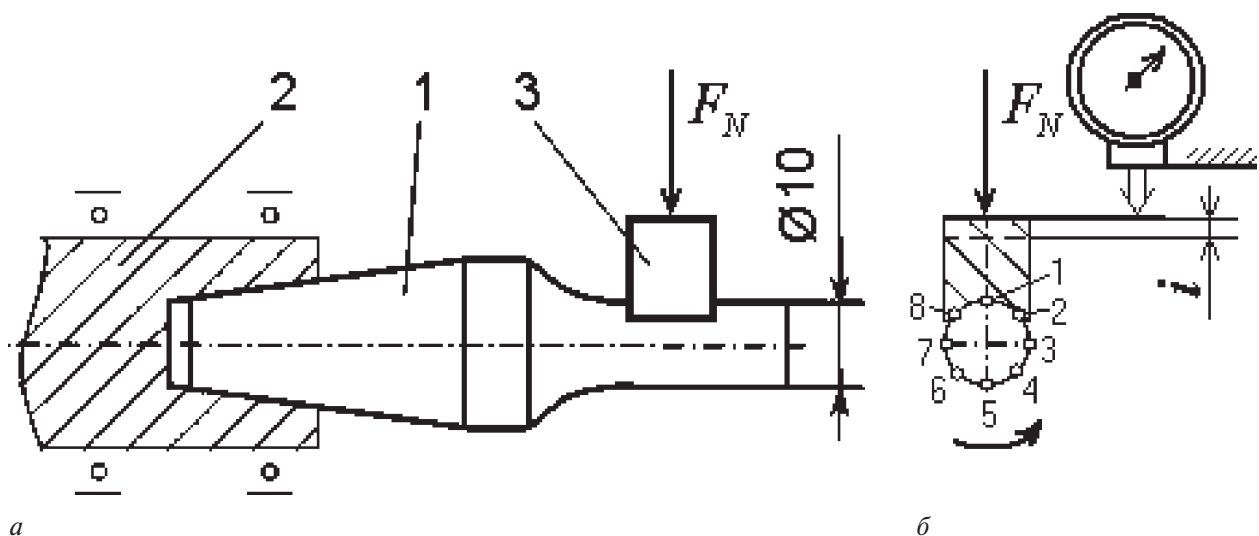


Рисунок 8 — Схема испытания на трение скольжения (фрикционную усталость): 1 — образец; 2 — шпиндель; 3 — контрольный образец

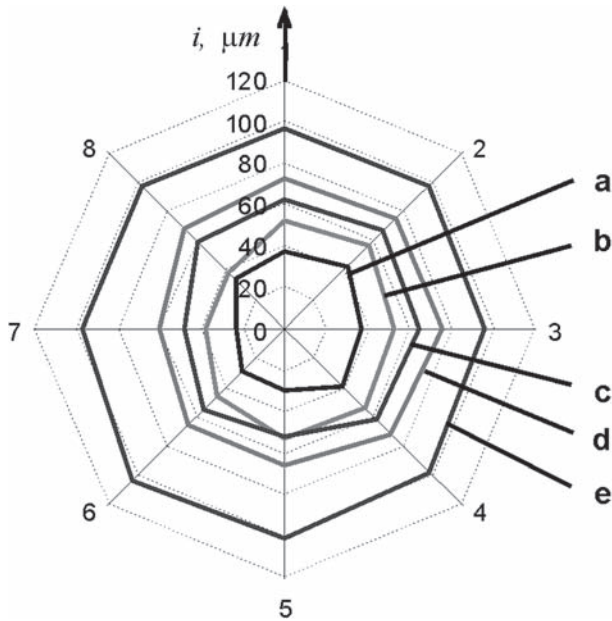


Рисунок 9 — Круговая диаграмма износа вкладыша при нагрузке $F_N = 280$ Н и наработке (тыс. циклов): а — 200; б — 510; с — 1000; д — 2200; е — 6500

ответствующая пределу фрикционной выносливости исследуемой пары трения на заданной базе испытаний, составила $F_f = 150$ Н.

Испытания силовой системы «вал из стали 45 — вкладыш из силумина» на фрикционно-механическую усталость проводили согласно схеме на рисунке 11 по разработанной ранее методике при различной величине контактной нагрузки, которую поддерживали постоянной для каждой модели «вал — вкладыш».

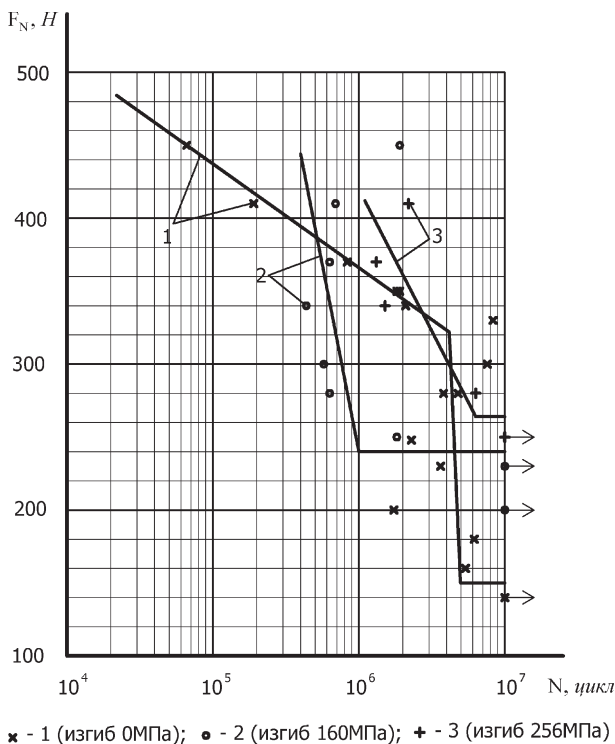


Рисунок 10 — Кривые фрикционной (1) и фрикционно-механической (2, 3) усталости силовой системы «сталь 45 — силумин»: 1 — при $\sigma_a = 0$ МПа; 2 — при $\sigma_a = 160$ МПа; 3 — при $\sigma_a = 256$ МПа

При этом изгибная нагрузка Q (см. рисунок 5) поддерживалась одинакового уровня, что обеспечивает амплитуду циклических напряжений изгиба в опасном сечении образца σ_a . Для первой серии износоустойчивых испытаний приняли $\sigma_a = 0,5\sigma_{-1} = 160$ МПа, где $\sigma_{-1} = 320$ МПа — предел выносливости образца (вала) стали 45 при симметричном цикле изгиба. Прочие условия испытаний оставались такими же, как и при испытании на фрикционную усталость.

В качестве предельного состояния был принят суммарный износ системы «вал — вкладыш», равный 100 мкм, а база испытаний составила 10^7 циклов в соответствии с СТБ 1448 — 2004. Закономерности фрикционно-механической усталости исследуемой силовой системы при комплексном нагружении представлены на рисунке 10 в виде кривой фрикционно-механической усталости 2.

Следующая серия силовых систем была испытана при более высоком уровне напряжений изгиба $\sigma_a = 0,7\sigma_{-1} \approx 256$ МПа. Результаты испытания по принятому предельному состоянию исследуемой силовой системы при $\sigma_a = 256$ МПа представлены на рисунке 10 в виде кривой фрикционно-механической усталости 3.

Значения характеристик фрикционной и фрикционно-механической усталости силовой системы «сталь 45 — силумин» представлены в таблице 2. Как можно видеть из таблицы 2, контактная нагрузка, соответствующая пределу фрикционно-механической выносливости исследуемой модели силовой системы, составила $F_{fs} = 240$ Н (при $\sigma_a = 160$ МПа) и $F_{fs} = 265$ Н (при $\sigma_a = 256$ МПа), что, соответственно, в 1,6 и 1,7 раза превышает значение контактной нагрузки, соответствующей пределу фрикционной выносливости $F_f = 150$ Н.

Анализ трещиностойкости и живучести трибофатических систем может производиться исходя из предположения [14], что весь процесс развития магистральной трещины можно разделить на два периода: I — рост трещины контролируется фрикционными напряжениями τ_w , поле которых описывается КИН сдвига K_{II} ; II — рост трещины контролируется нормальными напряжениями σ , поле которых описывается КИН отрыва K_I . Следовательно, живучесть элемента силовой системы определяется суммой:

$$N_{ж} = N_{ж}(K_{II}) + N_{ж}(K_I), \quad (7)$$

где $N_{ж}(K_{II})$ — живучесть в первом периоде; $N_{ж}(K_I)$ — живучесть во втором периоде. При этом, как правило, $N_{ж}(K_{II}) \ll N_{ж}(K_I)$.

Ряд методов анализа живучести трибофатических систем, работающих в условиях контактно-ме-

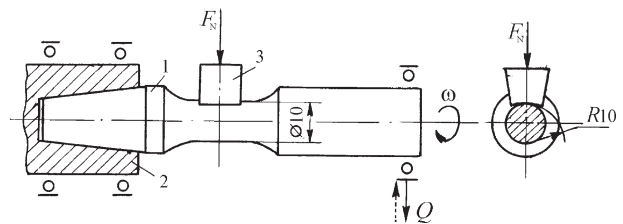


Рисунок 11 — Схема испытания на фрикционно-механическую усталость: 1 — образец; 2 — шпindelь; 3 — контрообразец

Таблица 2 — Характеристики кривых фрикционной и фрикционно-механической усталости силовой системы «сталь 45 — силумин» (условные обозначения соответствуют [13])

Характеристика	Значение характеристик		
	кривой фрикционной усталости	кривых фрикционно-механической усталости	
	$N(F_N)$	$N(F_N, \sigma_a = 160 \text{ МПа})$	$N(F_N, \sigma_a = 256 \text{ МПа})$
Предел выносливости, Н	$F_f = 150$	$F_{f\sigma} = 240$	$F_{f\sigma} = 265$
Абсцисса точки перелома кривой усталости, цикл	$N_{FG} = 5,0 \cdot 10^6$	$N_{FG} = 1,0 \cdot 10^6$	$N_{FG} = 6,3 \cdot 10^6$
Показатель наклона кривой усталости	$m_f = 0,246$	$m_{f\sigma} = 1,34$	$m_{f\sigma} = 3,93$

ханической, фрикционно-механической и фреттинг-усталости изложен в монографии [15].

Заключение. Таким образом, разработана методика экспериментальной оценки силовых и деформационных параметров циклической трещиностойкости пластичной стали, основанная на измерении локальной пластической деформации у вершины трещины и построении диаграммы циклического упругопластического разрушения образца с трещиной, которая может широко использоваться для анализа живучести изделий машиностроения.

Приведены результаты испытания силовой системы сталь 45 — силумин на трение скольжения и фрикционно-механическую усталость по стандартной методике, выполнена экспериментальная оценка характеристик сопротивления фрикционной и фрикционно-механической усталости исследуемой силовой системы по критерию достижения предельного износа в широком диапазоне изменения величины контактной нагрузки.

Список литературы

1. Слово о трибофатике / ред.-сост. А.В. Богданович. — Гомель-Минск-Москва-Киев: Remika, 1996. — 132 с.
2. Писаренко, Г.С. Актуальные вопросы прочности в современном машиностроении / Г.С. Писаренко. — Киев: Наук. думка, 1992. — 192 с.
3. Сасноўскі, Л.А. Дыяграма цыклічнага пругкапластычнага дэфармавання ўзору з трэшчынай і яе характэрныя кропкі / Л.А. Сасноўскі // Весці АН БССР, Сер. фіз.-тэхн. навук. — 1990. — № 2. — С. 3—7.
4. Сосновский, Л.А. Экспериментальное исследование циклической трещиностойкости стали 20 / Л.А. Сосновский, Л.А. Хамаза, Н.К. Бабич // Весці АН БССР, Сер. фіз.-тэхн. навук. — 1990. — № 6. — С. 34—38.

5. Сосновский, Л.А. Анализ диаграммы циклического упругопластического разрушения образца с трещиной / Л.А. Сосновский, А.В. Богданович. Сообщение 1 // Проблемы прочности. — 1995. — № 56. — С. 39—51; Сообщение 2 // Проблемы прочности. — 1995. — № 56. — С. 52—61.
6. Сосновский, Л.А. Живучесть линейной части нефтепровода / Л.А. Сосновский, А.В. Богданович, А.М. Бордовский. — Гомель: ТРИБОФАТИКА, 2004. — 112 с.
7. Богданович, А.В. Циклическая трещиностойкость длительно эксплуатируемой стали труб магистрального нефтепровода / А.В. Богданович, В.М. Веселуха // Физико-химическая механика материалов. — 2011. — № 1. — С. 65—69.
8. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. РД 50-345-82. — М.: Изд-во стандартов, 1982. — 43 с.
9. Экспериментальное исследование закономерностей обратного эффекта силовой системы «сталь 45 — силумин» при фрикционно-механической усталости / А.В. Богданович [и др.] // Трибофатика = Tribo-fatigue: Труды VI Междунар. симп. по трибофатике МСТФ 2010. Минск, 25 окт. — 1 нояб. 2010 г. В 2 ч. — Ч. 1 / Редкол.: М.А. Журавков (пред.) [и др.]. — Минск, БГУ, 2010. — С. 527—532.
10. Сосновский, Л.А. Механика износоусталостного повреждения: монография / Л.А. Сосновский. — Гомель: БелГУТ, 2007. — 434 с.
11. Еловой, О.М. Локальные характеристики износоусталостного повреждения и сопротивление разрушению силовых систем / О.М. Еловой, А.В. Богданович // Горная механика. — 2007. — № 1. — С. 76—83.
12. Сосновский, Л.А. Локальные повреждения и долговечность силовых систем мобильных машин / Л.А. Сосновский, А.В. Богданович, О.М. Еловой // Механика машин, механизмов и материалов. — 2008. — №1 (2). — С. 24—29.
13. Трибофатика. Методы износоусталостных испытаний. Испытания на фрикционно-механическую усталость. СТБ 1448—2004. — Минск: ГОССТАНДАРТ, 2004. — 14 с.
14. Богданович, А.В. Прогнозирование предельных состояний силовых систем / А.В. Богданович. — Гродно: ГрГУ, 2008. — 371 с.
15. Сосновский Л.А. Трещиностойкость: монография / Л.А. Сосновский, А.В. Богданович; М-во образования Республики Беларусь, БелГУТ. — Гомель: БелГУТ. — 366 с.

Bogdanovich A.V., Shishkin A.Ye.

Fracture mechanics in the service of mechanical engineering

The foundations of a new engineering approach to the calculation and experimental evaluation of the cyclic crack resistance of ductile steels, based on the measurement of local plastic deformation of the dangerous section of the sample in the vicinity of the crack and the construction of cyclic elastic-plastic fracture diagram set out. The results of tests on the cyclic crack growth resistance of compact specimens cut from the pipe line sections of the pipeline after long operation are analyzed. The experimental values of characteristics of resistance of sliding and mechano-sliding fatigue of a cylindrical specimen of steel 0,45 % carbon steel with a diameter of 10 mm — liner in the form of partial conterbody of siluminum active system are received in the main rotational motion in cantilever bending are presented.

Поступила в редакцию 10.08.2012.