

К вопросу о механизме рассеяния энергии в трещине усталости

А. П. Бовсуновский

Институт проблем прочности НАН Украины, Киев, Украина

Экспериментальные исследования образцов с краевой трещиной нормального отрыва при изгибных колебаниях показали, что рассеяние энергии в трещине усталости обуславливается главным образом упругопластической зоной в окрестности вершины трещины. Абсолютный уровень рассеяния энергии в трещине однозначно определяется размахом коэффициента интенсивности напряжений и не зависит от размеров образцов и местоположения трещины.

Ключевые слова: логарифмический декремент колебаний, рассеяние энергии, трещина, коэффициент интенсивности напряжений.

Введение. Попытки использовать изменение демпфирующей способности различных конструкций и их элементов для диагностики повреждения предпринимались во многих работах. Выполнены обширные экспериментальные исследования влияния трещин на характеристики поглощения энергии образцов [1–12], элементов конструкций (обшивка-стрингер [13], лопатка компрессора ГТД [14], железобетонные балки [15, 16]), а также полномасштабных конструкций (кессоны крыла самолета [17–19], элероны [20], стальная сварная рама [21], мосты [22–24]).

В результате многочисленных исследований образцов обнаружено, что зарождение трещины и ее рост приводят, как правило, к существенному увеличению их демпфирующей способности. Так, в [4] показано, что трещина усталости, составляющая 35% сечения консольного двутаврового образца с листовыми накладками из сплава Д16Т, обуславливает повышение коэффициента поглощения почти в пять раз. В [8] зафиксировано 70-кратное увеличение демпфирующей способности консольного образца из стали по достижении трещиной 50% пустотелого коробчатого сечения. Такой рост демпфирования, однако, зафиксирован только на одном образце, на других аналогичных образцах при сопоставимых параметрах трещины он на порядок ниже. При испытаниях сплошных призматических образцов из сталей 15Х2НМФА и 08Х18Н10 при консольном изгибе по первой форме [3] обнаружена следующая закономерность: чем ниже исходный уровень демпфирования колебаний неповрежденного образца, тем выше степень относительного увеличения его диссипативных свойств при наличии трещины. Например, логарифмический декремент колебаний (ЛДК) образца из стали 15Х2НМФА увеличивался до 30 раз при росте трещины до 70% сечения, в то время как ЛДК образца из стали 08Х18Н10, обладающего более высокими исходными диссипативными свойствами, – в пять раз по достижении трещиной 50% сечения. На фоне повышения демпфирующей способности образцов в 5–70 раз увеличение ЛДК лопаток ГТД [14] из титанового сплава на 30% при достаточно развитой трещине (40% сечения) представляется незначительным. Анализ причин существенного количественного различия

полученных результатов затруднен из-за использования в этих работах разных методов и методик определения характеристик демпфирования.

Исследования демпфирующей способности колебаний образцов по трем формам [7, 8] при различном местоположении трещины относительно заделки выявили влияние уровня напряженности сечения с трещиной на характеристику демпфирования колебаний образца. Например, в [7] показано, что если трещина попадает в узел напряжений (сечение стержня, в котором напряжение равно нулю) какой-либо формы колебаний, то демпфирование колебаний по этой форме при увеличении размеров трещины практически не изменяется.

Экспериментальное моделирование других видов повреждений или дефектов (типа отверстий и вырезов) в связи с их влиянием на диссипативные свойства образца выполнено в [3, 5, 11]. Так, при испытании консольных призматических образцов из сплава Д16Т показано, что чем ближе к заделке выполняется отверстие, тем выше ЛДК образца. В [11] при исследовании демпфирования колебаний свободно подвешенного стержня по пяти формам установлено, что сквозная прорезь, занимающая 30% сечения, вызывает незначительный (в пределах погрешности эксперимента) рост демпфирования колебаний по всем формам. Напротив, в [3] обнаружено относительное снижение ЛДК по первой форме консольных призматических образцов из титанового сплава ВТ8 до 40% при увеличении площади прорези до 60% сечения. Очевидно, что причины изменения характеристик демпфирования колебаний образцов с отверстиями и вырезами и образцов с трещинами усталости принципиально разные. Можно предположить, что в первом случае изменение характеристики демпфирования связано главным образом с изменением потенциальной энергии деформации образца, а во втором – с резким увеличением диссипации энергии в ее окрестности.

Основные механизмы разрушения композиционных материалов – расслоение и растрескивание, т.е. образование большого количества мелких трещин. Расслоение, судя по результатам работ [12, 25], приводит к незначительному относительному увеличению демпфирования. Так, обнаружен слабый рост демпфирования при расслоении образцов из композитного материала [12] и многослойных панелей [25], недостаточный, по мнению авторов, для диагностики повреждения. Можно предположить, что причинами небольшого относительного изменения демпфирования в этих случаях является, во-первых, высокий исходный уровень демпфирования и, во-вторых, малая сила трения, поскольку усилие прижатия слоев практически отсутствует. Растрескивание основы, вызванное приложением нагрузки до 80% предела прочности образцов из полиэфирной и винилово-эпоксидной смолы, армированных стекловолокном, обусловило увеличение коэффициента демпфирования почти в два раза [9]. Основываясь на этих результатах, можно сделать вывод, что механизмы рассеяния энергии при расслоении и растрескивании композиционных материалов различаются.

Более сложно и неоднозначно изменяется демпфирующая способность полномасштабных конструкций и их элементов [26]. Существенное увеличение демпфирования (до 80%) обнаружено при возникновении разрушения вблизи от опоры железобетонного моста [23], после образования трещины в

железобетонных балках [15], после создания поперечной трещины в плите перекрытия недалеко от опоры модели двухпролетного моста [27]. В то же время результаты вибрационных испытаний на усталость трехпролетного моста свидетельствуют [24], что изменение коэффициента демпфирования незначительно с точки зрения мониторинга поврежденности конструкции. Испытания сварной стальной рамы, подверженной действию циклической нагрузки, показали [21], что повреждение вызывало вначале резкий рост демпфирования, а затем – некоторое его снижение. По результатам лабораторных испытаний модели однопролетного моста и его прототипа получены противоречивые результаты о зависимости демпфирования от конструктивных изменений [22]: на модели после повреждения демпфирование уменьшилось, в то время как на реальной конструкции оно сначала возросло, а затем снизилось. При испытаниях кессонов крыла самолета при возникновении в них трещин усталости в одном случае установлено существенное (до трех раз) увеличение коэффициента поглощения энергии [19], в другом – всего на 23% [18]. По-видимому, главную роль здесь играет как место возникновения трещины, так и ее ориентация относительно оси конструкции.

Как видно из обзора, выводы о влиянии повреждения на демпфирующую способность конструкций разнообразны и зачастую противоречивы. Вопрос о причинах, играющих ключевую роль в изменении характеристики демпфирования колебаний тела при возникновении и росте трещины, решается либо на уровне предположений, либо не рассматривается вообще. В связи с этим в настоящей работе поставлена задача исследовать механизмы рассеяния энергии в трещине усталости нормального отрыва и определить закономерности их проявления.

Известны различные подходы к объяснению причин рассеяния энергии в трещине. Так, в [28] выдвинута гипотеза об определяющей роли зоны пластичности в вершине трещины. В работах [3, 16] высказано предположение, что основную роль играет трение между контактирующими поверхностями трещины. В частности, в [16] показано, что коэффициент демпфирования статически сжатой бетонной балки почти в два раза ниже коэффициента демпфирования статически ненагруженной балки. В первом случае, по мнению авторов, микротрещины были закрыты, и при колебаниях балки трение в них не возникало. В [26] сделано предположение о наличии двух источников рассеяния энергии в трещине: пластическая зона в вершине трещины и трение ее берегов. Наконец, в [10] рассматривается термоупругий механизм рассеяния энергии в теле с трещиной.

Для исследования вопроса о механизме рассеяния энергии в трещине необходимо знать ее геометрические параметры (размеры и местоположение) и тип (закрывающаяся, открытая или прорезь), а также располагать данными о напряженности и исходном уровне демпфирования колебаний образца или конструкции без трещины. Во многих работах характеристика демпфирования или неупругости представляется как функция числа циклов нагружения (например, [1]) или амплитуды напряжений [2]. Зачастую не приводятся необходимые для анализа характеристики трещины, что не позволяет использовать опубликованные обширные экспериментальные данные для решения поставленной в работе задачи.

Предварительные экспериментальные исследования. В представляющей интерес для инженерной практики области напряжений характеристики демпфирования колебаний являются амплитудно-зависимыми. Поэтому исследование механизмов рассеяния энергии в телах с трещиной должно основываться на анализе зависимостей характеристики демпфирования колебаний тела с трещиной от амплитуды.

На рис. 1 приведены амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний образцов с краевой трещиной усталости глубиной a или прорезью глубиной p , которые послужили исходными данными для исследования [3]. Геометрические и механические характеристики образцов приведены в табл. 1, где L – длина образца; L_T – расстояние от заделки до трещины или прорези; h и b – высота и ширина сечения; m – масса на конце образца; σ_T – предел текучести; E – модуль упругости; ρ – плотность материала; f – собственная частота колебаний образца по первой форме; ТР – тензорезистор; ДТ – датчик ускорения. Эксперименты проводились на установке КД-1М [29] методом свободных затухающих колебаний при консольном изгибе по первой форме. Методика эксперимента описана ранее [3].

Т а б л и ц а 1

Размеры рабочей части образцов и механические свойства материалов

Материал	Вид несплошности	L , мм	L_T , мм	h , мм	b , мм	m , кг	σ_T , МПа	E , ГПа	ρ , кг/м ³	f , Гц	Тип датчика
Сталь											
15Х2НМФА	Трещина	220	8	13,8	4	0,154	600	200	7800	81,3	ТР
15Х2НМФА	»	184	2	13,8	4	0,234	600	200	7800	102,6	ДУ
08Х18Н10	»	150	30	20,0	4	3,520	185	200	7900	50,6	»
Титановый сплав											
BT8	Прорезь	220	20	20	4	0,150	810	110	4480	105,3	ТР
BT18У	Трещина	230	31	20	4	0,154	940	129	4480	125,9	ДУ
	Прорезь	230	31	20	4	3,310	940	129	4480	23,7	»

Анализ приведенных зависимостей позволяет выявить две закономерности.

Первая заключается в значительном росте ЛДК с увеличением глубины трещины усталости и снижении ЛДК с увеличением глубины прорези. Это означает, что механизмы рассеяния энергии в этих случаях являются разными. Вторая закономерность состоит в изменении характера амплитудных зависимостей ЛДК при значительных глубинах трещины усталости: уменьшение ЛДК с увеличением амплитуды напряжений.

Аналогичный характер амплитудной зависимости ЛДК наблюдался при испытаниях образца из низкодемпфирующего сплава ЭИ787 со специальным демпфером, имитирующим сухое трение (рис. 2,а, демпфер с песком). Схема колебательной системы показана на рис. 2,а: к массивному грузу прикреплялся шток с фланцем на конце, который находился в сосуде с песком; измерения проводились при колебаниях образца по второй изгибной

форме. Кроме песка в качестве демпфирующего наполнителя использовались машинное масло или вода. Как видно, характер амплитудных зависимостей ЛДК при имитации сухого и вязкого трения качественно различный. На рис. 2,б приведены амплитудные зависимости ЛДК образца с накладками из сплава Д16Т [6], которые крепились к двутавровой основе болтовыми соединениями. Основной механизм рассеяния энергии в этом случае – трение между накладками и основой образца, что подтверждается снижением ЛДК вследствие приработки трущихся поверхностей образца при циклировании.

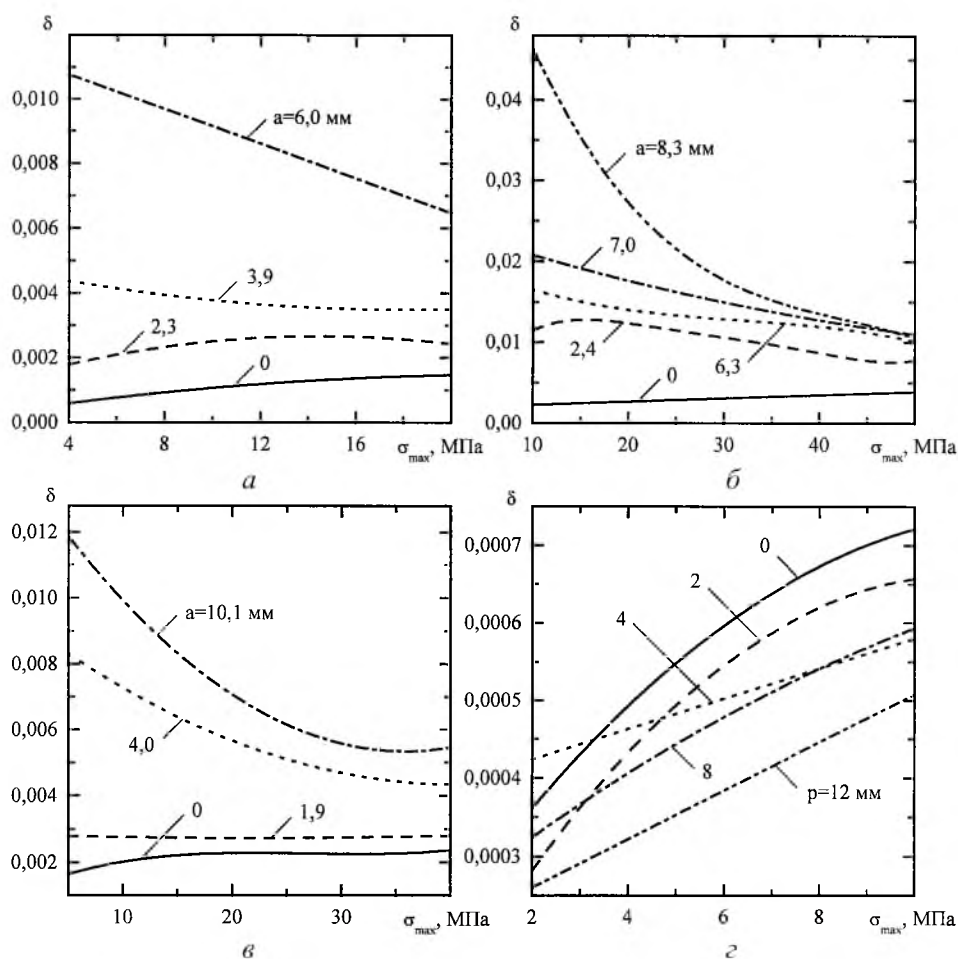


Рис. 1. Амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний образцов из сталей 15X2НМФА ($L = 220$ мм) – а, 15X2НМФА ($L = 184$ мм) – б, 08X18Н10 – в и титанового сплава ВТ8 – з с трещиной (а)–(в) и прорезью (з).

Качественное подобие амплитудных зависимостей ЛДК в случае сухого трения и наличия трещины усталости, а также снижение ЛДК образца из сплава ВТ8 с прорезью при увеличении ее глубины, когда трение между берегами заведомо отсутствует, стало основанием для предположения, что основной механизм рассеяния энергии в трещине усталости – трение ее берегов.

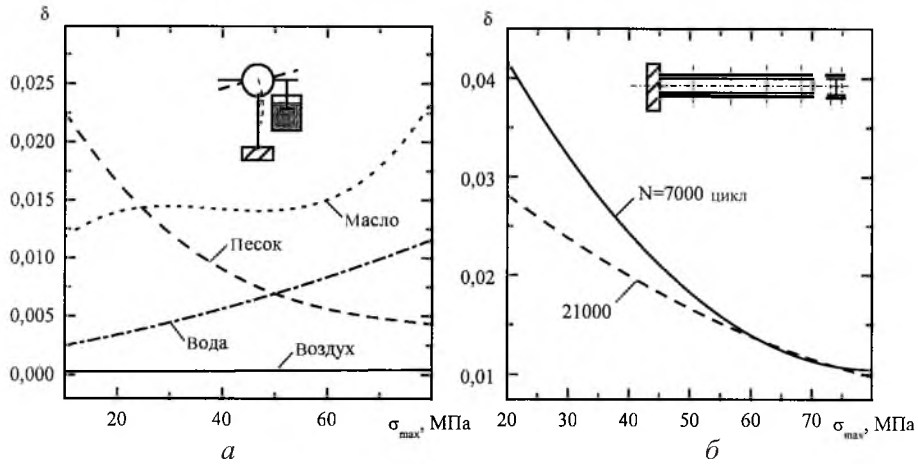


Рис. 2. Амплитудные зависимости логарифмического декремента колебаний образцов из сплавов ЭИ787 с демпфером (а) и Д16Т с фрикционными накладками после N циклов нагружения (б).

Модельный эксперимент. Справедливость гипотезы о трении берегов трещины как основном механизме рассеяния энергии в ней проверена в результате проведения модельного эксперимента на образце из низкодемпфирующего титанового сплава ВТ18У (табл. 1). Образец был расположен горизонтально (рис. 3), что позволило создать статическую изгибающую нагрузку, подвешивая груз M к концу образца. На всех этапах эксперимента определялась демпфирующая способность образца с грузом и без груза. Перед началом испытаний на расстоянии L_T от заделки по всей ширине образца наносился концентратор напряжений (глубина 0,6 мм), из которого в результате циклирования при колебаниях образца без груза по первой изгибной форме выращивалась трещина усталости (амплитуда напряжений по мере роста трещины снижалась от 200 до 80 МПа, при этом значение коэффициента интенсивности напряжений (КИН) находилось в пределах $K_I = 9 \dots 12,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, скорость роста трещины – не более $6,1 \cdot 10^{-3} \text{ мкм/цикл}$). Возбуждение колебаний осуществлялось электромагнитом ЭМ (рис. 3).

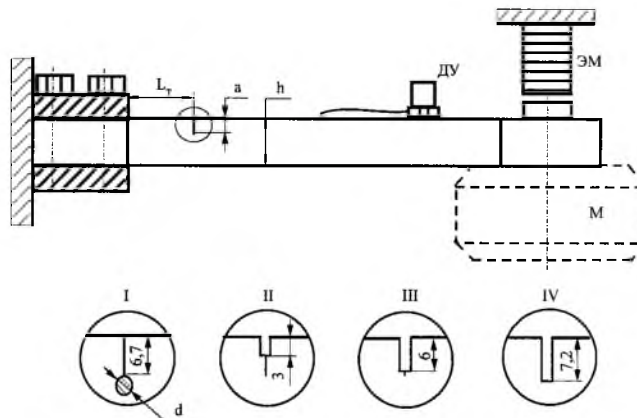


Рис. 3. Схема закрепления образца для модельного эксперимента.

Демпфирующая способность образцов оценивалась ЛДК, который определялся методом свободных затухающих колебаний по формуле

$$\delta = \frac{1}{N} \ln \left(\frac{a_i}{a_{i+N}} \right), \quad (1)$$

где a_1 и a_{i+N} – амплитуды колебаний i -го и $(i+N)$ -го цикла затухающих колебаний. Амплитудные зависимости ЛДК определялись при относительно небольших амплитудах напряжений, чтобы практически исключить рост трещины: максимальная амплитуда колебаний σ_{\max} составляла 20 МПа при определении ЛДК (напряжение в заделке образца). Груз подбирался таким образом, чтобы статические напряжения в сечении с трещиной были заведомо больше амплитуды срыва колебаний: $\sigma_{\text{ст}} = 22$ МПа. Поскольку трещина выращивалась на верхней кромке образца, то при таком соотношении статических и динамических напряжений груз, закрепленный на конце образца, в какой-то степени открывал трещину, уменьшая взаимодействие ее берегов. В этом случае при затухающих колебаниях коэффициент асимметрии цикла изменялся от 0,12 до 0,65. При снятом грузе колебания становились симметричными.

Колебания регистрировались датчиком ускорения ДУ (рис. 3). Тарировка напряжений выполнялась по рассчитанному размаху колебаний конца образца, который измерялся оптическим микроскопом МБС-10. Недостатком датчика ускорения при исследовании диссипативных свойств колебательной системы является влияние относительно жесткого кабеля на диссипативные свойства образца и зависимость сигнала от частоты колебаний, вследствие чего возникает необходимость заново тарировать сигнал при уменьшении частоты колебаний образца, обусловленном ростом трещины; преимущество – высокая чувствительность и помехоустойчивость. Как показали специальные исследования (к концу образца прикреплялись грузы разной массы), влияние кабеля проявляется тем больше, чем выше частота колебаний образца. Из рис. 4, *a* и *b* очевидна разница между исходными (при $a = 0$) характеристиками демпфирования образца без груза ($f = 125,9$ Гц) и с грузом ($f = 23,7$ Гц). Однако поскольку информативной характеристикой является обусловленное возникновением и ростом трещины изменение демпфирующей способности образца, то влиянием кабеля можно пренебречь при неизменных условиях испытания. Поэтому крепление образца и системы регистрации колебаний оставались без изменения в течение всего первого цикла испытания. Последовательность измерений была следующей: определялись исходные ($a = 0$, концентратор) амплитудные зависимости ЛДК образца без груза и с грузом на конце, затем выращивалась трещина усталости заданной глубины циклированием образца без груза и при этой глубине определялись амплитудные зависимости ЛДК, снова выращивалась трещина и так до тех пор, пока ее глубина не достигала $a = 6,7$ мм, на этом завершался первый цикл испытаний. При увеличении трещины изменялась собственная частота колебаний образца без груза и с грузом соответственно на 2,6 и 11,2%, что в некоторой степени нарушало неизменность условий испытания.

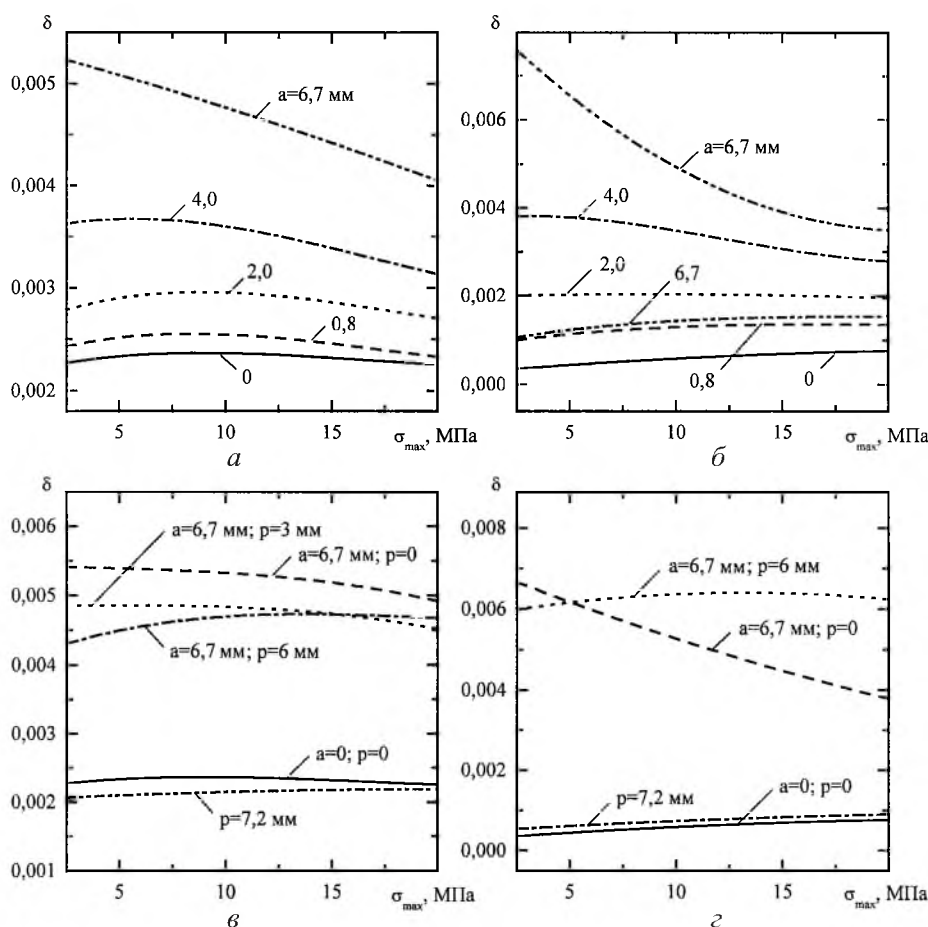


Рис. 4. Амплитудные зависимости ЛДК образца из сплава ВТ18У при различной глубине трещины (а), (б) и прорези (в), (г) при симметричном (а), (в) и асимметричном (б), (г) циклах колебаний.

Однако, как показали специальные тесты, влияние кабеля при таком изменении частоты приводило к занижению ЛДК не более чем на 2,5% для образца без груза и на 10,4% для образца с грузом, т.е. в пределах погрешности эксперимента.

Как видно из рис. 4, влияние размеров трещины на ЛДК образца из сплава ВТ18У качественно не отличается от выявленного ранее на образцах из сталей (рис. 1). Если при симметричном цикле колебаний это вполне логично, то результат, полученный при асимметричном цикле (более интенсивное увеличение ЛДК с ростом трещины, чем в случае закрывающейся трещины), допускал двойное трактование. Либо статическая нагрузка была недостаточной для такого раскрытия трещины, которое полностью исключало бы взаимодействие ее берегов, и трение все же имело место (в пользу этого предположения говорит тот факт, что при глубине трещины $a = 6,7$ мм ее раскрытие не превышало 0,01 мм, что может быть сопоставимо с неровностями берегов трещины), либо трение не является основным механизмом рассеяния энергии в трещине.

После проведения первого цикла испытаний образец установили трещиной вниз. В этом случае статическая нагрузка не позволяла трещине раскрываться, поэтому вполне закономерно, что ЛДК образца снизился почти до исходного уровня (рис. 4,б – $a = 6,7$ мм, закрытая трещина), но не достиг его. Это можно объяснить, с одной стороны, наличием контактного трения в закрытой трещине, с другой – изменившимися условиями закрепления образца. Именно последнее обстоятельство позволяет объяснить тот факт, что исходные амплитудные зависимости ЛДК для второго цикла испытаний (рис. 4,в и $a = 6,7$ мм; $p = 0$) несколько отличались от амплитудных зависимостей ЛДК в конце первого цикла испытаний (рис. 4,а и $b - a = 6,7$ мм).

Для проведения второго цикла испытаний образец установили трещиной вверх. Второй цикл испытаний заключался в следующем: вдоль трещины выполнялась прорезь шириной 1 мм и глубиной 3 мм (рис. 3, II), которая затем увеличивалась до 6 и 7,2 мм (рис. 3, III и IV). Ширина прорези исключала контакт между ее поверхностями. Таким образом, в случаях II и III уменьшалась площадь взаимодействия берегов трещины, а в случае IV – полностью удалялась вершина трещины. При каждой глубине прорези определялась амплитудная зависимость ЛДК.

Как видно из рис. 4,в и г, увеличение глубины прорези до 6 мм привело к небольшим, однако качественно различным изменениям уровня и характера амплитудных зависимостей ЛДК образца при симметричном и асимметричном циклах колебаний. Можно предположить, что при симметричных колебаниях имело место трение между берегами трещины, причем зона контакта сосредоточена преимущественно в верхней части трещины (подразумевается ориентация трещины, показанная на рис. 3). Об этом свидетельствует наблюдаемое снижение уровня ЛДК при удалении берегов трещины на глубину $p = 3$ мм и постоянство этого уровня при углублении прорези до $p = 6$ мм. Некоторое увеличение ЛДК при асимметричных колебаниях при удалении берегов трещины на глубину $p = 6$ мм можно было бы объяснить активизацией пластической зоны в вершине трещины, обусловленной либо ослаблением эффекта закрытия трещины при уменьшении ее длины вследствие выборки материала [30], либо удалением слоя материала, в котором имелись остаточные сжимающие напряжения [31]. Удаление кончика трещины ($p = 7,2$ мм) привело к резкому падению ЛДК образца практически до исходного уровня. Следовательно, кончик трещины глубиной 0,7 мм влияет на ЛДК образца практически так же, как и вся трещина.

Анализ результатов второго цикла испытаний позволил заключить, что основная причина рассеяния энергии в трещине рассматриваемого типа – значительные пластические и упругопластические деформации в окрестности ее вершины. При симметричных колебаниях нельзя исключать и возможность трения берегов трещины, хотя по своему вкладу этот механизм рассеяния энергии представляется несущественным. Отметим также, что в прорези указанные механизмы рассеяния энергии не работают, что следует из результатов испытания образца из сплава ВТ8 (рис. 1,г).

Напряжения в окрестности вершины трещины в направлении оси образца при статическом нагружении определяются выражением [32]

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \quad (2)$$

где r и θ – координаты точек определения напряжений у вершины трещины (рис. 5). Значения K_I вычисляли с помощью выражения, полученного для случая чистого изгиба полосы с краевой трещиной [33]:

$$K_I = \sigma_{\max}^T \sqrt{\pi a} (1,122 - 1,40\gamma + 7,33\gamma^2 - 13,08\gamma^3 + 14,0\gamma^4), \quad (3)$$

где σ_{\max}^T – максимальные номинальные напряжения в сечении с трещиной (здесь и далее индекс “Т” обозначает закрывающуюся трещину); γ – относительная глубина трещины, $\gamma = a/h$.

В табл. 2 приведены значения КИН для образца из сплава ВТ18У при максимальных номинальных амплитудах напряжения в сечении с трещиной.

Т а б л и ц а 2

Значения КИН и соответствующие им уровни рассеяния энергии в трещине для образца из сплава ВТ18У

a, мм	a/h	$K_I/\sigma^H, \sqrt{м}$	$\sigma^H = 17,3$ МПа (симметричный цикл)		$\sigma^H = 39,3$ МПа (асимметричный цикл)	
			$K_I, \text{МПа}\sqrt{м}$	$\Delta U_T, \text{Дж, по (6)}$	$K_I, \text{МПа}\sqrt{м}$	$\Delta U_T, \text{Дж, по (13)}$
2,0	0,10	0,083	1,43	$2,893 \cdot 10^{-6}$	3,25	$8,414 \cdot 10^{-6}$
4,0	0,20	0,118	2,04	$5,831 \cdot 10^{-6}$	4,64	$1,527 \cdot 10^{-5}$
6,7	0,34	0,168	2,91	$1,280 \cdot 10^{-5}$	6,62	$2,431 \cdot 10^{-5}$

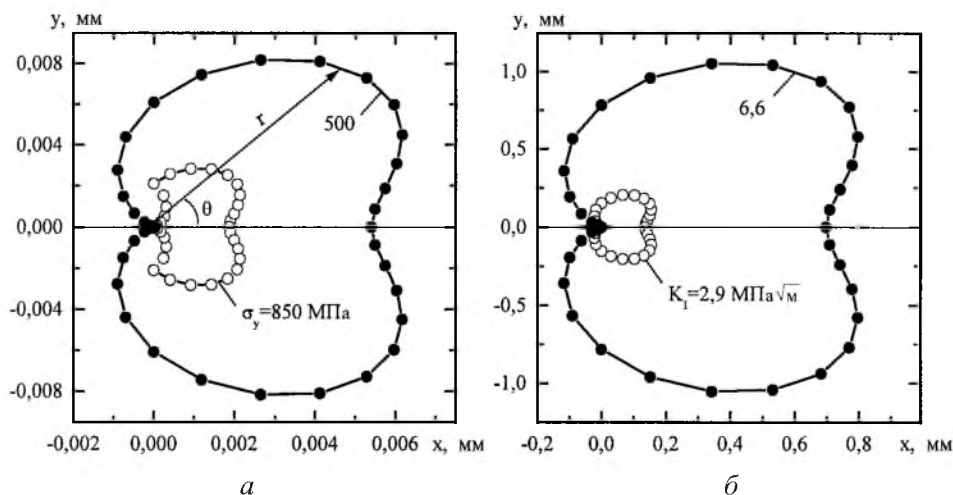


Рис. 5. Оценочные размеры зоны повышенного демпфирования при $K_I = 2,9 \text{ МПа}\sqrt{м}$ (а) и $\sigma_y = 100 \text{ МПа}$ (б).

Вопрос о форме и размерах пластической зоны в вершине трещины при циклическом нагружении изучен недостаточно. Известно только, что ее размеры в несколько раз меньше, чем при статическом нагружении [31]. С учетом этого, а также того, что дальнейшие расчеты размеров пластической зоны имеют оценочный характер, они выполнены для случая статического нагружения по формулам (2) и (3) без учета влияния показателя степени деформационного упрочнения на форму пластической зоны [31].

На рис. 5 показаны размеры пластической (если полагать предел текучести сплава ВТ18У равным $\sigma_T = 850$ МПа) и упругопластической зоны при напряжении $\sigma_y = 500$ (рис. 5,а) и упругопластической зоны при $\sigma_y = 100$ МПа и различных значениях КИН (рис. 5,б). Как видно, размеры упругопластической зоны (подразумевается зона, диссипативные свойства которой значительно выше диссипативных свойств материала образца при номинальных напряжениях) значительно превышают размеры пластической зоны. Это важно с точки зрения того, что достаточно высокий уровень рассеяния энергии может быть отнесен к гораздо большему объему материала, чем тот, который занимает пластическая зона. Из рис. 5,б также следует причина более интенсивного увеличения ЛДК при асимметричном цикле колебаний ($K_{I\max} = 6,6$ МПа $\sqrt{м}$) по сравнению с симметричным циклом ($K_{I\max} = 2,9$ МПа $\sqrt{м}$): размеры упругопластической зоны в первом и во втором случае различаются более чем на порядок. Это согласуется с результатами работы [30], в которой отмечалось повышение циклической пластической деформации в вершине трещины с увеличением асимметрии цикла.

Объем зоны повышенного демпфирования, т.е. упругопластической зоны, составляет не более 0,2% объема образца. Поэтому возникает вопрос, может ли даже высокий уровень диссипации энергии в этой зоне обусловить увеличение ЛДК образца в несколько раз. Для оценки абсолютной величины энергии, рассеиваемой в трещине, использовалась взаимосвязь между ЛДК, определяемым по формуле (1), и относительным рассеянием энергии:

$$\delta(\sigma_{\max}) \cong \frac{\Delta U(\sigma_{\max})}{2U(\sigma_{\max})}, \quad (4)$$

где ΔU – энергия, рассеянная в образце за цикл колебаний; U – потенциальная энергия деформации колебательной системы. Анализ исследуемых материалов с точки зрения уровня демпфирования, характера амплитудной зависимости ЛДК и наибольшего перепада амплитуд при определении ЛДК показал, что различие полученных по соотношениям (1) и (4) результатов не превышает 2,5% [29].

Логарифмический декремент колебаний образца с закрывающейся трещиной (симметричный цикл колебаний) можно определить следующим образом:

$$\delta_T(\sigma_{\max}) \cong \frac{\Delta U(\sigma_{\max}) + \Delta U_T}{2U(\sigma_{\max})}, \quad (5)$$

где ΔU_T – энергия, рассеянная в трещине за цикл колебаний.

Полагая, что демпфирующая способность образца при возникновении в нем трещины изменяется только вследствие дополнительного рассеяния энергии в трещине (строго говоря, как будет показано далее, это предположение с приемлемой точностью справедливо лишь при относительно небольших трещинах), из выражений (4) и (5) получаем

$$\Delta U_T = 2U(\sigma_{\max})[\delta_T(\sigma_{\max}) - \delta(\sigma_{\max})]. \quad (6)$$

Из условия баланса энергий следует, что максимальная потенциальная энергия деформации образца на полуциклах, когда трещина закрыта и открыта, остается неизменной. В то же время на полуцикле колебаний с открытой трещиной в системе возникает дополнительная потенциальная энергия деформации в сечении с трещиной. В этом случае баланс энергий достигается за счет перераспределения изгибающего момента по длине образца (происходит уменьшение амплитуды максимальных напряжений на полуцикле раскрытия трещины). В табл. 3 приведены отношения амплитуд максимальных напряжений на полуциклах с открытой (σ_{\max}^T) и закрытой (σ_{\max}) трещиной, полученные при расчете колебаний консольного стержня с закрывающейся трещиной по описанному ранее методу [34].

Т а б л и ц а 3

Отношение амплитуд максимальных напряжений на разных полуциклах для образцов с закрывающейся трещиной

Материал		a , мм	a/h	$\eta = \sigma_{\max}^T / \sigma_{\max}$
Титановый сплав ВТ18У		2,0	0,100	0,9910
		4,0	0,200	0,9632
		6,7	0,340	0,8942
Сталь	15Х2НМФА ($L = 220$ мм)	2,3	0,170	0,9770
		3,1	0,220	0,9576
		3,9	0,280	0,9337
		5,1	0,370	0,8809
		6,0	0,430	0,8321
		7,5	0,540	0,7293
		8,5	0,620	0,6447
		10,0	0,720	0,4928
	15Х2НМФА ($L = 184$ мм)	2,4	0,170	0,9690
		3,5	0,250	0,9334
		4,9	0,360	0,8684
		6,3	0,460	0,7817
		7,0	0,510	0,7304
		8,3	0,600	0,6212
	08Х18Н10	1,9	0,095	0,9896
		4,0	0,200	0,9532
		6,1	0,310	0,8913
		7,8	0,390	0,8239
10,1		0,510	0,7101	

Таким образом, ввиду различной напряженности рассеяние энергии $\Delta U(\sigma_{\max})/2$ на разных полуциклах колебаний образца с трещиной будет различаться. Однако связанная с этим погрешность выражения (6) для исследуемых образцов незначительна при $a/h \leq 0,34$, поскольку, как видно из данных табл. 3, амплитуды напряжений на полуциклах отличаются при этом условии не более чем на 11%.

Потенциальная энергия деформации консольного образца без груза на конце рассчитывалась по формуле [34]

$$U(\sigma_{\max}) = \frac{bhL}{18E} \sigma_{\max}^2. \quad (7)$$

Поскольку в эксперименте измерялась усредненная за цикл колебаний амплитуда напряжений

$$\sigma_{\max}^3 = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} + \sigma_{\max}^T) = \frac{1+\eta}{2} \sigma_{\max}, \quad (8)$$

где $\eta = \sigma_{\max}^T / \sigma_{\max}$, то амплитуда напряжений σ_{\max} в (7) определялась через σ_{\max}^3 и коэффициент η , рассчитанный для данного образца (табл. 3), по формуле

$$\sigma_{\max} = \frac{2}{1+\eta} \sigma_{\max}^3. \quad (9)$$

Логарифмический декремент колебаний образца с условно открытой трещиной (асимметричный цикл колебаний) можно представить в виде

$$\delta_{\text{от}}(\sigma_{\max}) \cong \frac{\Delta U(\sigma_{\max}) + \Delta U_T}{2[U(\sigma_{\max}) + U_T(\sigma_{\max})]}, \quad (10)$$

где $U_T(\sigma_{\max})$ – изменение потенциальной энергии деформации образца, обусловленное наличием трещины. Для образца с грузом на конце

$$U(\sigma_{\max}) = 0,06 \frac{bhL}{E} \sigma_{\max}^2; \quad (11)$$

$$U_T(\sigma_{\max}) = \frac{0,123 bh^2}{E(1-\gamma)^2} \left(1 - 0,923 \frac{L_T}{L}\right) [(1-\gamma)^6 - 3(1-\gamma)^2 + 2] \sigma_{\max}^2. \quad (12)$$

Формула (12) получена на основе подхода линейной механики разрушения [34]. В случае открытой трещины предположение о неизменности энергии, рассеиваемой, собственно, в образце, т.е. без учета рассеяния энергии в трещине, на разных полуциклах, является более строгим, чем в случае закрывающейся трещины, поскольку распределение изгибающего

момента по длине образца на обоих полуциклах остается без изменений при любой глубине трещины. Рассеянная в открытой трещине энергия таким образом определяется по формуле

$$\Delta U_T(\sigma_{\max}) = 2U(\sigma_{\max})[\delta_{\text{от}}(\sigma_{\max}) - \delta(\sigma_{\max})] + 2U_T(\sigma_{\max})\delta_{\text{от}}(\sigma_{\max}). \quad (13)$$

В табл. 2 приведены абсолютные значения рассеянной в трещине энергии, рассчитанные по формулам (6) и (13) для образца из сплава ВТ18У. Припишем эту энергию небольшому объему материала в форме цилиндра с диаметром d (рис. 3, 1), распределение напряжений в котором для упрощения анализа примем однородным. При данном предположении диаметр этого объема равен

$$d = 2 \sqrt{\frac{E\Delta U_T}{\pi b \delta_0 \sigma^2}}, \quad (14)$$

где σ и δ_0 – соответственно напряжение и ЛДК, приписываемые этому объему. В табл. 4 приведены результаты расчета диаметра зоны по формуле (14). Как видно, размеры зоны повышенного демпфирования при возможных допущениях об уровне ЛДК имеют тот же порядок, что и размеры пластической и упругопластической зон, представленных на рис. 5 при соответствующих значениях напряжений. Более того, приведенные в табл. 4 данные со звездочкой показывают, что даже незначительный объем зоны, составляющий всего 0,001% объема образца, может обеспечить фиксируемое в эксперименте существенное изменение ЛДК образца с трещиной.

Т а б л и ц а 4

Диаметр зоны с повышенными демпфирующими свойствами

δ_0	σ , МПа	d , мм	
		$(\Delta U_T = 1,280 \cdot 10^{-5} \text{ Дж})$	$(\Delta U_T = 2,431 \cdot 10^{-5} \text{ Дж})$
0,1	100	0,725	0,999
	500	0,145	0,200
	850	0,085	0,118
0,2	100	0,513	0,706
	500	0,103	0,141
	850	0,060	0,083
0,5	100	0,324	0,447
	500	0,065	0,089
	850*	0,038*	0,053*

Рис. 6,а иллюстрирует зависимости рассеянной в трещине энергии от амплитуды максимальных номинальных напряжений для образца из сплава ВТ18У. На рис. 6,б зависимости уровня диссипации энергии в трещине при асимметричном цикле колебаний перестроены как функции максимального значения КИН ($K_{I\max}$). Для этого же образца на рис. 7,а указанные зависимости представлены в виде функций размаха КИН (ΔK_I). Как видно,

размах КИН достаточно точно с практической точки зрения характеризует рассеяние энергии в трещине при различной ее глубине и при разных коэффициентах асимметрии цикла. Зависимость рассеянной в трещине энергии от размаха КИН при симметричном цикле колебаний для сплава ВТ18У аппроксимируется функцией

$$\Delta U_T = 3,45387 \cdot 10^{-7} \Delta K_I + 1,54926 \cdot 10^{-6} \Delta K_I^2 - 5,19304 \cdot 10^{-8} \Delta K_I^3. \quad (15)$$

Погрешность аппроксимации (15) не превышает 21% для значений $\Delta K_I \leq 2,91 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

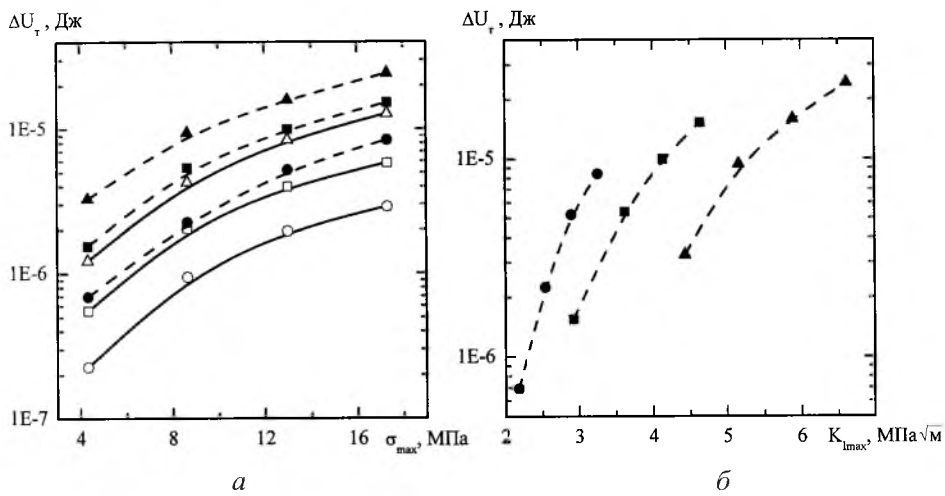


Рис. 6. Зависимости рассеянной в трещине энергии от амплитуды максимальных напряжений (а) и максимального значения КИН (б) при симметричном (сплошные линии) и асимметричном (штриховые линии) циклах колебаний образца из сплава ВТ18У при различной глубине трещины: \circ , \bullet – $a/h = 0,1$; \square , \blacksquare – $a/h = 0,2$; \triangle , \blacktriangle – $a/h = 0,34$.

На рис. 7 приведены также зависимости рассеянной в трещине энергии от размаха КИН для образцов из других материалов. Важно отметить, что образцы имели разные размеры рабочей части, местоположение трещины, амплитуды колебаний и используемые для регистрации колебаний датчики. Образцы изготовляли из материалов с существенно отличающимися механическими свойствами и исходным уровнем демпфирования колебаний. Испытания проводили при значениях КИН, ниже пороговых (за исключением случая, показанного на рис. 7,2, поскольку по данным [35], пороговые значения КИН материалов, близких по механическим свойствам к исследуемым, находятся в пределах $5,5 \dots 6,5 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$).

Из рис. 7 следует, что рассеяние энергии в трещине усталости определяется главным образом повышенным уровнем напряженности материала образца в окрестности вершины трещины. При этом оказалось, что при циклическом нагружении именно размах КИН обобщенно характеризует этот уровень и однозначно определяет диссипативные свойства трещины.

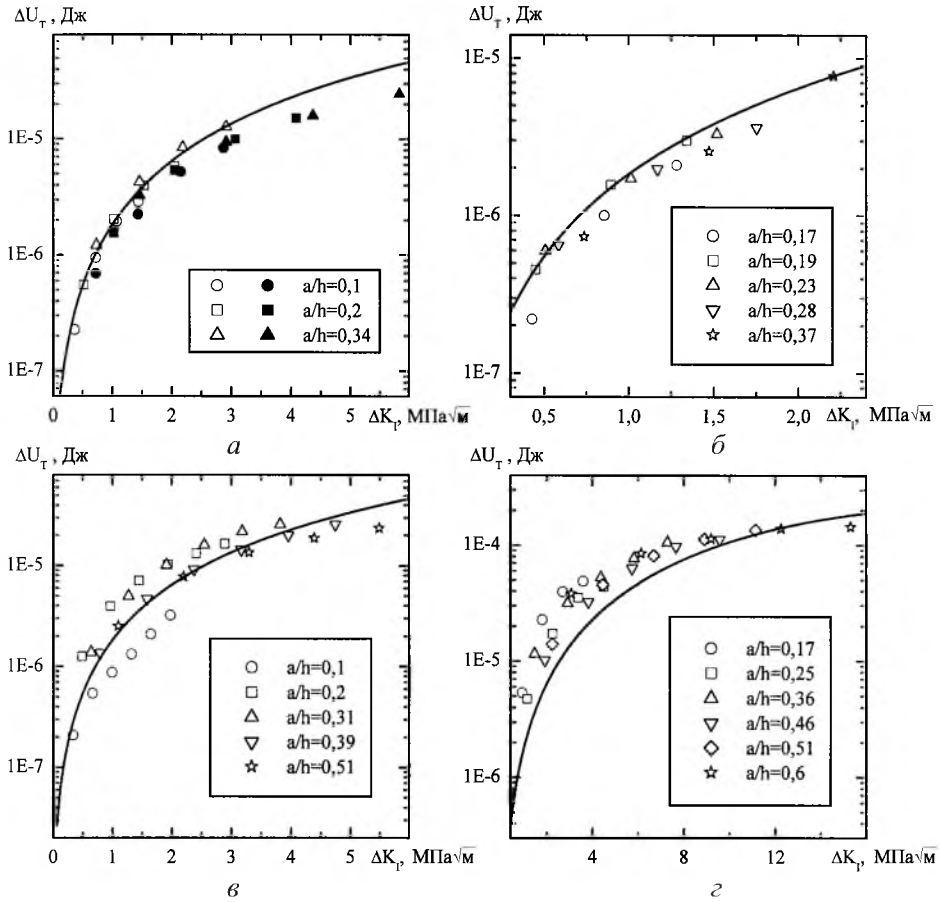


Рис. 7. Зависимости рассеянной в трещине энергии от размаха КИН при асимметричном (темные точки) и симметричном (светлые точки) циклах колебаний образцов из сплава ВТ18У – а и сталей 15Х2НМФА ($L = 184$ мм) – б, 08Х18Н10 – в, 15Х2НМФА ($L = 184$ мм) – г при различной глубине трещины. (Сплошные линии – функция (15).)

Сопоставление приведенных на рис. 7,а и б данных свидетельствует о том, что демпфирующие свойства материала образца в исследованном диапазоне уровней амплитуд напряжений не оказывают практически влияния на уровень рассеяния энергии в трещине, поскольку, как видно из рис. 1,а и 4,а, ЛДК образца из стали 15Х2НМФА ($L = 220$ мм) выше, чем образца из сплава ВТ18У более чем в два раза. Более высокий уровень диссипации энергии в трещине для образцов из сплава 08Х18Н10 и стали 15Х2НМФА ($L = 184$ мм) обусловлен тем, что амплитуда срыва колебаний для этих образцов была в несколько раз выше, чем для образца из сплава ВТ18У, т.е. для них пороговое значение КИН было превышено и имели место дополнительные затраты энергии на подрастание трещины. Это предположение подтверждается также при сопоставлении кривых для образцов разной длины из сплава 15Х2НМФА (рис. 7,б и г), так как единственное существенное отличие условий испытания образцов – максимальная амплитуда колебаний при определении ЛДК.

Поскольку высота сечения образца в несколько раз превышала его ширину, значение КИН принимали постоянным по фронту трещины (проверка на нескольких образцах показала, что изменение глубины трещины по фронту не превышало 0,2...0,4 мм). В этом случае легко определить зависимость энергии диссипации, приходящейся на единицу длины фронта трещины, от величины размаха КИН. Так, для образца из сплава ВТ18У при симметричном цикле колебаний, используя функцию (15), получаем

$$\begin{aligned} \Delta \bar{U}_T &= \Delta U_T / b = \\ &= 8,634675 \cdot 10^{-5} \Delta K_I + 3,87315 \cdot 10^{-4} \Delta K_I^2 - 1,29826 \cdot 10^{-5} \Delta K_I^3. \end{aligned} \quad (16)$$

Выражение (16) можно использовать для количественного анализа влияния как краевых, так и поверхностных трещин (при известном распределении КИН по фронту таких трещин) на демпфирующую способность стержней, имеющих разную ширину, при различных формах колебаний и местоположении трещины.

Если рассеяние энергии в трещине обусловлено зоной повышенного демпфирования в окрестности ее вершины, а размеры этой зоны зависят от предела текучести материала [31, 32], то логично было бы предположить, что уровень рассеяния энергии в трещине должен быть связан с величиной предела текучести. Однако анализ результатов экспериментов такую взаимосвязь не выявил. Показательным в этом отношении являются результаты испытаний образцов из сплава ВТ18У и стали 08Х18Н10 (рис. 7, в): пределы текучести этих материалов различаются в пять раз (табл. 1), а уровни рассеянной в трещине энергии имеют один порядок. Заметим, что поскольку образцы испытывались при циклической нагрузке, то для оценки размеров пластической зоны в вершине трещины необходимо использовать циклические пределы текучести [31]. Данные о циклических пределах текучести для исследуемых в работе материалов отсутствуют, но в литературных источниках есть результаты исследований взаимосвязи пределов текучести при статическом и циклическом нагружении для трех классов материалов: циклически упрочняющихся, разупрочняющихся и стабильных [1]. Аустенитная сталь 08Х18Н10 относится к классу циклически упрочняющихся [36]. Следовательно, согласно [1] ее циклический предел текучести должен быть выше предела текучести при статической нагрузке. Если предположить, что титановый сплав ВТ18У является циклически разупрочняющимся, т.е. циклический предел текучести будет ниже статического, то циклические пределы текучести стали 08Х18Н10 и сплава ВТ18У могут иметь близкие значения. Возможно также, что при относительно низких амплитудах напряжений, при которых определялся ЛДК, остаточные сжимающие напряжения, возникающие у вершины трещины при выращивании [31], препятствовали ее раскрытию.

Заключение. Результаты экспериментальных исследований образцов из разных материалов показали, что рассеяние энергии в трещине усталости определяется главным образом упругопластической зоной в окрестности трещины. В прорези указанный механизм рассеяния энергии не работает,

поэтому при исследовании характеристик демпфирования тел с трещиной прорезь является неприемлемой моделью открытой трещины.

Абсолютный уровень рассеяния энергии в трещине однозначно определяется размахом КИН и не зависит от размеров образца и местоположения трещины, а также от уровня демпфирующей способности материала, определяемого при амплитудах напряжений ниже циклического предела упругости.

Вопрос о влиянии на уровень рассеяния энергии в трещине соотношения амплитуды номинальных напряжений в сечении с трещиной и предела текучести данного материала остается открытым для дальнейшего исследования.

Автор благодарен чл.-кор. НАН Украины В. В. Матвееву за плодотворное обсуждение работы, а также д-ру техн. наук Г. В. Цыбаневу и канд. техн. наук И. С. Пиняку за ценные замечания и рекомендации.

Резюме

Експериментальні дослідження зразків із крайовою тріщиною нормального відриву при згинальних коливаннях показали, що розсіювання енергії в тріщині від утомленості зумовлюється головним чином зоною підвищеного демпфування біля вістря тріщини. Абсолютний рівень розсіювання енергії в тріщині однозначно визначається розмахом коефіцієнта інтенсивності напружень і не залежить від розмірів зразків і місця розміщення тріщини.

1. Трощенко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении. – Киев: Наук. думка, 1981. – 344 с.
2. Василюк И. М. О критериальной оценке усталостной прочности металлов // Пробл. прочности. – 1973. – № 4. – С. 75 – 77.
3. Бовсуновский А. П., Матвеев В. В. Сравнительная экспериментальная оценка чувствительности некоторых вибрационных индикаторов усталостного повреждения стержневых элементов // Вибрации в технике и технологиях. – 1999. – № 1 (10). – С. 15 – 21.
4. Ракишин А. Ф., Сидоров О. Т. Учет условий закрепления консольных образцов при оценке изменения их динамических характеристик от дефектов // Рассеяние энергии при колебаниях механических систем. – Киев: Наук. думка, 1982. – С. 260 – 269.
5. Сидоров О. Т. Определение демпфирования образцов с целью оценки их исходной поврежденности // Колебания упругих конструкций и жидкости. – М.: ЦНТИ, 1976. – С. 348 – 354.
6. Сидоров О. Т., Ракишин А. Ф. Исследование механизмов демпфирования в элементах конструкций с болтовыми соединениями // Прочность материалов и элементов конструкций при звуковых и ультразвуковых частотах нагружения. – Киев: Наук. думка, 1980. – С. 305 – 311.
7. Сидоров О. Т., Ракишин А. Ф., Фенюк М. И. Определение зон расположения трещин в гибких образцах // Пробл. прочности. – 1983. – № 6. – С. 101 – 103.

8. Rytter A., Brincker R., and Kirkegaard P. H. An experimental study of the modal parameters of a cantilever // *Fracture & Dynamics*, Paper No. 37, Department of Building Technology and Structural Engineering, University of Aalborg, Denmark, 1992. – 76 p.
9. Sujatha C., Thanooja S., Hanumantha V., and Swarnamani S. A study on change in modal parameters with damage in composite specimens // *Proc. of the 15 IMAC*. – Orlando (Florida, USA). – 1997. – **2**. – P. 1607 – 1613.
10. Panteliou S. D., Chondros T. G., Argyrakis V. C., and Dimarogonas A. D. Damping factor as an indicator of crack severity // *J. Sound and Vibration*. – 2001. – **241**, No. 2. – P. 235 – 245.
11. Ratcliffe C. P. Damage detection using a modified Laplacian operator on mode shape data // *Ibid.* – 1997. – **204**, No. 3. – P. 505 – 517.
12. Lai J. Y. and Young K. F. Dynamics of graphite/epoxy composite under delamination fracture and environmental effects // *J. Comp. Struct.* – 1995. – **30**, No. 1. – P. 25 – 32.
13. Борзов В. И. Динамические и диссипативные характеристики авиационных конструкций как показатели накопления повреждений: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Рига, 1974. – 24 с.
14. Гельман Л. М., Горпинич С. В. Виброакустический метод свободных колебаний для неразрушающего контроля трещин // *Акуст. вісник*. – 1999. – № 4. – С. 13 – 22.
15. Slastan J. and Pietrzko S. Changes of RC-beam modal parameters due to cracks: *Proc. of 11 IMAC*. – Kissimmee (Florida, USA). – 1993. – **1**. – P. 70 – 76.
16. Savage R. J. and Hewlett P. C. A new NDT method for structural integrity assessment // *NDT International*. – 1978. – **11**. – P. 61 – 66.
17. Борзов В. И., Кобцев А. Н. Диссипативные и частотные свойства авиационных конструкций при накоплении повреждений: Тр. РКИИГА. – 1972. – Вып. 222. – С. 39 – 45.
18. Сидоров О. Т. Влияние усталостных повреждений элементов сборной конструкции на ее демпфирование // *Дефектоскопия*. – 1982. – № 6. – С. 55 – 59.
19. Сидоров О. Т. Использование динамических характеристик изделия для оценки его технического состояния // *Пробл. прочности*. – 1983. – № 6. – С. 112 – 114.
20. Сидоров О. Т., Фенюк М. И. Колебания сборных конструкций с трещинами // *Рассеяние энергии при колебаниях механических систем: Тр. XIII Респ. науч. конф.* – Киев: Наук. думка, 1985. – С. 238 – 244.
21. Hearn G. and Testa R. B. Modal analysis for damage detection in structures // *ASCE J. Struct. Eng.* – 1991. – **117**, No. 10. – P. 3042 – 3063.
22. Salane H. J. and Baldwin J. W. Identification of modal properties of bridges // *Ibid.* – 1990. – **116**, No. 7. – P. 2008 – 2021.
23. Agardh L. Modal analyses of two concrete bridges in Sweden // *Struct. Eng. Int.* – 1991. – **1**, No. 1. – P. 35 – 39.

24. *Baldwin J. W., Salane H. J., and Duffield R. C.* Fatigue Test of a Three Span Composite Highway Bridge: Final Report 73-1, Missouri Highway Research Programme. – Columbia, 1978.
25. *Peroni I., Paolozzi A., and Bramante A.* Effect of debonding damage on the modal damping of a sandwich panel: Proc. of 9 IMAC. – Florence (Italy). – 1991. – P. 1617 – 1622.
26. *Krawczuk M. and Ostachowicz W.* Damage indicators for diagnostic of fatigue cracks in structures by vibration measurements – a survey // *Mechanica Teoretyczna i Stosowana*. – 1996. – **34**, No. 2. – P. 307 – 326.
27. *Kennedy J. B. and Grace N. F.* Prestressed continuous composite bridges under dynamic loading // *ASCE J. Struct. Eng.* – 1990. – **116**, No. 6. – P. 1660 – 1678.
28. *Rytter A., Brincker R., and Pilegaard L.* Vibrational based inspection of civil engineering structures // *Bygningsstatistiske Meddelelser*. – 1991. – **62**, No. 4. – P. 79 – 110.
29. *Матвеев В. В.* Демпфирование колебаний деформируемых тел. – Киев: Наук. думка, 1985. – 264 с.
30. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Андрусив Б. Н.* Эффект закрытия трещин и оценка циклической трещиностойкости конструкционных сплавов // *Физ.-хим. механика материалов*. – 1983. – № 3. – С. 47 – 61.
31. *Красовский А. Я.* Хрупкость металлов при низких температурах. – Киев: Наук. думка, 1980. – 340 с.
32. *Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие. Ч. 1 / Под ред. В. Т. Трощенко.* – Киев: Наук. думка, 1993. – 288 с.
33. *Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2 т. Т. 1 / Под ред. Ю. Мураками.* – М.: Мир, 1990. – 448 с.
34. *Матвеев В. В., Бовсуновский А. П.* К определению вибрационных характеристик стержня с закрывающейся трещиной при изгибных колебаниях // *Пробл. прочности*. – 2000. – № 3. – С. 5 – 23.
35. *Цыбанев Г. В., Торгов В. Н.* Влияние удаления берегов трещины на характеристики трещиностойкости конструкционных сплавов // Там же. – 1999. – № 5. – С. 70 – 77.
36. *Гусенков А. П.* Свойства диаграмм циклического деформирования при нормальных температурах // *Сопротивление деформированию и разрушению при малом числе циклов нагружения*. – М.: Машиностроение, 1967. – С. 34 – 63.

Поступила 04. 09. 2001