

Волгоградский государственный технический университет

На правах рукописи



Андроник Артём Валерьевич

**ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ НАГРУЗОК
НА НИЖНИЙ УЧАСТОК КИНЕТИЧЕСКОЙ ДИАГРАММЫ
УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ В МЕТАЛЛАХ**

01.02.04 – Механика деформируемого твердого тела

Диссертация

на соискание ученой степени

кандидата технических наук

Научный руководитель –

доктор технических наук, доцент

Савкин Алексей Николаевич



Санкт-Петербург, 2016

Содержание

Введение.....	5
1 СОВРЕМЕННЫЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ О ЗАРОЖДЕНИИ И РАСПРОСТРАНЕНИИ ТРЕЩИН В МЕТАЛЛАХ ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ	17
1.1 Кинетическая диаграмма усталостного разрушения как характеристика состояния материала в подходе локализованного усталостного повреждения.....	17
1.2 Кривая усталости как характеристика состояния материала в подходе рассеянного усталостного повреждения.....	26
1.3 Водородное охрупчивание алюминиевых сплавов и сталей.....	31
1.4 Классические модели оценки роста усталостных трещин для оценки долговечности металлов при нагружении переменной амплитуды	38
1.4.1 Модель закрытия трещины Элбера.....	40
1.4.2 Статистическая модель Барсома.....	45
1.4.3 Модель пластичности около вершины трещины Уилера	48
1.4.4 Модель пластичности около вершины трещины Уилленборга	50
1.5 Выводы главы 1	52
2 МАТЕРИАЛЫ, ОБРАЗЦЫ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ.....	54
2.1 Материалы и образцы для испытаний на распространение трещин	54
2.2 Испытательное оборудование и программы автоматической обработки экспериментальных данных	56
2.3 Выбор уравнения кривой КДУР	58
2.4 Анализ коммерческих программных продуктов для моделирования роста усталостных трещин	61
2.4.1 Обобщенная модель Уилленборга в NASGRO.....	63

2.4.2	Обобщенная модифицированная модель Уилленборга в NASGRO.....	66
2.4.3	Модель закрытия трещины в FASTRAN	66
2.5	Выводы по главе 2.....	68
3	ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ НАГРУЗОК НА СКОРОСТЬ РОСТА ТРЕЩИНЫ ПРИ РЕГУЛЯРНЫХ И БЛОЧНЫХ НАГРУЖЕНИЯХ С ПЕРЕГРУЗКАМИ, ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ СЛУЧАЙНОГО ХАРАКТЕРА.....	70
3.1	Фотометрический анализ закрытия трещины при различных нагружениях и уровень закрытия трещины	70
3.2	Влияние последовательностей перегрузок и недогрузок на кинетику роста усталостных трещин в алюминиевом сплаве 2024-T3	73
3.3	Влияние последовательностей перегрузок и недогрузок на кинетику роста усталостных трещин в малоуглеродистой стали	91
3.4	Оценка роста усталостных трещин при нагружениях переменной амплитуды... ..	99
3.5	Фрактографический анализ разрушения исследуемых материалов при блочном нагружении.....	100
3.6	Сравнительный анализ величин долговечности по существующим моделям механики разрушения	107
3.7	Выводы по главе 3.....	114
4	МОДЕЛИРОВАНИЕ РОСТА УСТАЛОСТНЫХ ТРЕЩИН ДЛЯ РАСЧЕТА ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ НАГРУЖЕНИИ.....	116
4.1	Дилемма Даля-Рота и фрактографический анализ испытаний с переменной продолжительностью блока базового нагружения	116
4.2	Математический аппарат предлагаемой модели влияния местных напряжений на скорость роста усталостной трещины и методики определения параметров уравнения КДУР.....	122

4.3 Программное обеспечение для автоматизации расчетов согласно предлагаемой модели.....	134
4.5 Выводы по главе 4.....	140
Основные выводы	142
Приложение 1. Метод определения порогового размаха коэффициента интенсивности напряжений	145
Приложение 2. Метод расчета коэффициентов Пэриса на примере алюминиевого сплава.....	149
Приложение 3. Метод аппроксимации кривой роста трещины и получения кривой КДУР на примере алюминиевого сплава.....	163
Приложение 4. Метод расчета коэффициентов КДУР.....	174
Приложение 5. Метод сегментации для расчета местной циклической реакции материала.....	183
Список литературы	187

Введение

Актуальность темы исследования. Детали машин и сооружений на этапе эксплуатации подвергаются комплексному нагружению. Комплексное нагружение включает как многокомпонентное нагружение, вызываемое нагрузками различной величины, направления и частоты, зачастую переменной амплитуды, так и многофакторное нагружение, вызываемое комбинацией повреждающих факторов – механического напряжения, коррозионного, электрического и прочих воздействий [1]. Несмотря на то, что поведение материалов и ряда конструкций под действием регулярного нагружения является хорошо разработанной областью, расчет долговечности металлов даже при таком простом виде комплексного нагружения, как при одноосном механическом воздействии переменного характера, основанный на понимании процессов усталости и разрушения, зачастую дает результаты, плохо сходящиеся с экспериментальными.

Среди свойств, характеризующих прочностную надежность материала, немаловажным оказывается трещиностойкость [2]. Разрушение представляет собой процесс накопления повреждений, который начинается гораздо раньше появления видимых макротрещин. Современная практика проектирования транспортных средств (ТС) предполагает возможность наличия трещин на этапе эксплуатации. Так, в 1970 гг. в авиастроении были приняты критерии остаточной прочности и живучести, допускающие наличие в конструкции усталостных или иных отказов, не угрожающих безопасности [3]. На фоне усиливающихся требований к росту ресурса эта концепция привела к поразительным величинам допускаемых повреждений [4]. Так, на момент исчерпания 90% ресурса трещина на крыле правильно эксплуатируемого самолета “Boeing 777” может достигать 1 м, а на фюзеляже – 0.4 м [5]. В рамах автомобилей наличие незалеченных трещин не допускается, а рама подлежит ремонту и может быть возвращена в эксплуатацию, если суммарная длина трещин не достигает 20-50 % от высоты лонжерона в зависимости от категории,

грузоподъемности и назначения ТС [6]. Эти сведения подчеркивают, что при определении назначенного ресурса ТС необходимо прогнозировать рост макротрещины [7].

Конструктивные элементы ТС в эксплуатации подвергаются нагружению переменной амплитуды в различных направлениях. Характер нагружения переменной амплитуды определяется величиной нагрузок и их последовательностью. Две истории нагружения, включающие одинаковые циклы, расположенные в разной последовательности, могут вести к весьма различным результатам долговечности. Это явление называется эффектом последовательности нагрузок или эффектом взаимодействия амплитуд [8]. Общеизвестно, что повреждение материала, вызываемое нагружением переменной амплитуды, не сходно с суммарным повреждением, вносимым циклами этой амплитуды соответствующих нагружений постоянной амплитуды. Этот факт отражен в механике усталости металлов: во избежание неконсервативных результатов расчета принимается значение меры усталостного повреждения из линейной гипотезы повреждения Палмгрена-Майнера $D=0.3$ [9].

Сложные процессы упругопластической деформации, многомерность пространства параметров многокомпонентного и многофакторного нагружения являются существенным препятствием для создания адекватной и физически обоснованной модели оценки долговечности конструкционных материалов. Более того, переменность амплитуды и приложенной нагрузки могут привести к возникновению сложных процессов деформирования по траектории, существенно отличающейся от прямолинейной и прогрессирующему накоплению повреждений, неупругих деформаций и разрушению. Определение условий, при которых это происходит, является важной задачей механики деформируемого твердого тела.

Учет аддитивности и последовательности нагружения при оценке долговечности при изменении амплитуды и последовательности нагружения, т.е. системы условий, описывающей последовательность приложения траектории

упругопластического деформирования материала в условиях многомерного пространства параметров комплексного и многофакторного нагружения является сложной нелинейной задачей.

В настоящее время наиболее существенный результат в решении этой задачи достигнут в рамках расчетных и экспериментальных исследований трещиностойкости и распространения трещин. Традиционно модели роста усталостной трещины при нагружении переменной амплитуды классифицируют следующим образом: 1) модели закрытия трещины; 2) статистические модели; 3) модели пластичности около вершины трещины. Эти модели получили развитие в трудах Бэннентин Ю., Гольштейна Р.В., Гриффитса А.А., Ирвина Д.Р., Леонова М.Я., Лурье С.А., Морозова Н.Ф., Ньюэна Д., Орована Е.О., Пальмова В.А., Партона В.З. Петрова Ю.В., Писаренко Г.С., Схайве Я., Уилера О.Е., Уилленборга Д., Черепанова Г.П., Элбера В. и многих других отечественных и зарубежных ученых. Критика наиболее известных моделей пластичности около вершины трещины Уилера и Уилленборга, отсутствие физической основы статистических моделей, а также трудность учета напряжений в трещине ввиду присутствия сингулярности привело к торжеству моделей закрытия трещины [10, 11]. Более того, некоторые научные сообщества тяготеют к парадигме “закрытие трещины объясняет все” [12]. Компьютеризация расчетов долговечности закрепила использование этих моделей, которые, превратившись в гибридные модели в попытке объединить преимущества различных классов, используются в современном универсальном расчетном (Ansys, Abaqus) и специальном (NASGRO, FASTRAN) коммерческом программном обеспечении [13].

Как сказано выше, нагружение переменной амплитуды в отличие от регулярного нагружения характеризуется величиной нагрузок (т. е. амплитудным и средним напряжением циклов) и их последовательностью. Методы подсчета циклов, в частности, метод падающего дождя, показали, как учесть первый фактор, что успешно используется в упомянутых программных комплексах [14]. Однако,

методы подсчета циклов не позволяют сохранить сведения об истории нагружения. На сегодняшний день отсутствует надежная модель, позволяющая учесть второй фактор, поэтому актуальна разработка моделей, использующих поцикловой расчет усталостной долговечности.

Рост макротрещины на различных скоростях обусловлен преобладанием различных механизмов. Наименее исследована область низких скоростей роста трещин - участок околопороговых скоростей, что вызвано следующими причинами: 1) Высокие значения срока службы $N_f \approx 10^6 \dots 10^8$ циклов требуют приложения нагрузки с частотой порядка 10^2 Гц, иначе временные затраты на эксперименты будут значительны. Однако, необходимые испытательные машины мало распространены, поэтому и экспериментальных исследований немного [15]; 2) Инженерные проблемы, актуальные в стратегических областях машиностроения, таких как ракетостроение, авиастроение, судостроение, в атомной и военно-промышленной отраслях, чаще связаны с высокими скоростями роста усталостных трещин, в том числе при многофакторном нагружении, поэтому должного внимания область низких скоростей роста не получила [16]. Однако, применение концепции неограниченного срока службы, задачи продления ресурса технических объектов и аварии, связанные с усталостью, в настоящее время стимулируют пробуждение интереса к участку околопороговых скоростей роста; 3) Многоцикловое нагружение, необходимое для работы с малыми скоростями роста трещин, получило развитие и добилось успехов в испытаниях образцов без трещин, поэтому сложилось ощущение того, что усталость на больших базах испытания хорошо исследована [17]; 4) Развитие функциональности и снижение стоимости вычислительной техники и программного обеспечения популяризировало теоретические исследования, отдалив ученых от эксперимента. Однако, программы оценки долговечности обычно плохо описывают участок околопороговых скоростей роста, что в отсутствие должной вычислительной поддержки приводит к падению интереса к этому участку.

При проведении испытаний в режиме Пэриса на поверхности разрушения образцов образуются усталостные бороздки, различимые при фрактографическом анализе [18]. В околопороговом режиме роста трещин бороздки не появляются [19], что свидетельствует о различных доминирующих механизмах роста трещин на этих участках. При проведении испытаний в вакууме рост трещин в области низких скоростей замедляется или останавливается в сравнении с атмосферной окружающей средой, а в режиме Пэриса не наблюдается образование бороздок [19], что свидетельствует о существенном влиянии атмосферной среды на усталостную долговечность металлов. Кроме того, в вакууме кончик трещины округлый, а в атмосферной среде – острый, что наводит на мысль об охрупчивании металла у вершины трещины под действием окружающей среды [20]. Интересно, что при испытаниях в средах кислорода [21], азота [22] и инертных газов [1] при стандартных условиях результаты сходны с результатами испытаний в вакууме, т. е. их влияние как компонентов среды в этих условиях можно опустить. Значит, модели учета влияния окружающей среды, например, модели водородного охрупчивания [23] представляют повышенный интерес при анализе роста усталостных трещин на околопороговом участке скоростей роста.

Современные модели учета закрытия трещины используют сложные функции открытия, обычно опирающиеся на асимметрию цикла. Однако фундамент таких моделей непрочен. Пусть в текущий момент испытания нагрузка соответствует минимальной нагрузке цикла P_{\min} . На восходящем полупериоде нагружения трещина открывается до достижения максимальной нагрузки P_{\max} цикла и усталостное разрушение начинается. Тогда справедлив вопрос: как согласно модели закрытия трещины трещина “узнает” об асимметрии цикла до достижения P_{\max} ? Ведь событие открытия трещины предшествует событию установления асимметрии цикла, а еще не свершившееся событие не может влиять на событие уже произошедшее. Получается, что эффективность подобных моделей связана с искусно подобранными и физически не обусловленными коэффициентами. [25]

Статистические модели учета роста усталостных трещин обычно не учитывают механическую природу разрушения, поэтому имеют ограниченную область применения. Модели учета пластичности около вершины, будучи лишенными этих недостатков, могут заключать в себе большую перспективу развития. В связи с этим большую роль в теории и практике приобретают полуфеноменологические модели усталости со свободными параметрами, которые компенсируют в определенной мере недостаток знаний по действительной физической картине процессов. Корректное формирование таких моделей с учетом накопленного опыта требуют большого объема экспериментов, что крайне необходимо для описания степени связанности и взаимного влияния процессов накопления усталостных повреждений.

Высокие значения средних составляющих нагрузки циклов могут вызывать высокие остаточные напряжения у вершины трещины, что увеличивает межатомное расстояние в слоях материала, облегчая проникновение в них инородных атомов, например, атомов окружающей среды. Очевидно, чем меньше размер инородного атома, тем легче его проникновение, что снова наводит на мысль о влиянии водорода. Увеличение объема, подверженного проникновению атомов, может приводить к более интенсивному и глубокому охрупчиванию металла, что увеличивает объем, подверженный хрупкому разрушению по I моде, однако возможно, что для участка околопороговых скоростей роста этот факт не имеет большого значения, т. к. характерная для него скорость роста $da/dN=10^{-7} \dots 10^{-5}$ мм/цикл означает продвижение трещины на расстояние не более нескольких сотен атомных слоев, а то и десятков. А в режиме Пэриса преобладающим механизмом роста усталостной трещины становится циклическое скольжение, поэтому механизм хрупкого разрушения может на нем и присутствовать, но малозначим и завуалирован гораздо более сильным механизмом разрушения. Такое гипотетическое объяснение процесса продвижения усталостной трещины на околопороговом участке скоростей роста наводит на мысль о связи уровня местных напряжений на некотором удалении от вершины трещины и интенсивности

охрупчивания материала, повышая интерес к теориям, подобным теории хрупкого микроразрушения [27].

Объект исследования. Образцы С(Т) с трещиной, изготовленные из алюминиевого сплава и малоуглеродистой стали.

Предмет исследования. Трещиностойкость металлов под действием нагружения переменной амплитуды.

Цель исследования. Разработка и программная реализация модели, учитывающей величину местных напряжений на удалении от вершины усталостной макротрещины, для расчета ее скорости роста в металле и соответствующего срока службы материала в области околопороговых скоростей роста под действием нагружения переменной амплитуды.

Задачи исследования.

1. Проанализировать подходы к оценке скоростей распространения усталостных трещин при различных видах механического нагружения, уравнения скорости роста усталостных трещин, модели расчета роста трещин для оценки долговечности металлов, элементы алгоритмов работы программного обеспечения для расчета усталостной долговечности материалов, влияние окружающей среды на рост трещин (в особенности феномен водородного охрупчивания).

2. Провести испытания для построения кривых роста, кинетических диаграмм усталостного разрушения и определения срока службы образцов на алюминиевых и стальных образцах с целью продемонстрировать и описать последовательность циклов в истории нагружения, а именно: 1) регулярные нагружения; 2) нагружения с перегрузками и недогрузками различной последовательности; 3) спектральные нагружения, сходные с эксплуатационными нагружениями.

3. Выполнить сравнительный анализ результатов расчета усталостной долговечности по различным моделям роста усталостных трещин и результатов испытаний, а также определить модель или теорию, наиболее подходящую в качестве основы для новой модели расчета усталостной долговечности металла при

наличии макротрещины, если результаты существующих моделей окажутся плохо согласующимися с экспериментальными данными. Разработать уравнение скорости роста усталостных трещин, сформулировать, обосновать и автоматизировать методику определения составляющих его компонентов. Автоматизировать и реализовать в оригинальном программном обеспечении этапы методики расчета параметров модели и продолжительности роста усталостной трещины для предлагаемой модели.

4. Оценить проявление закрытия трещины при нагружениях постоянной и переменной амплитуды с помощью фотометрического анализа, чтобы оценить корректность существующих моделей прогнозирования роста усталостных трещин, опирающихся на учет явления закрытия трещины.

5. Рассчитать долговечность материала согласно предложенной модели, провести сравнительный анализ результатов расчета с экспериментальными результатами, а также результатами расчета по существующим моделям роста усталостных трещин, выяснить эффективность предложенной модели, установить ее преимущества и недостатки, описать допущения и ограничения.

6. Провести энергодисперсионную рентгеновскую спектроскопию, чтобы установить возможность существования взаимосвязи между диффузией частиц из среды в материал образца при перегрузках и скоростью роста усталостной трещины. Проанализировать возможность проявления феномена водородного охрупчивания как одной из составляющих физической картины повреждения материала.

Научная новизна.

1. Проведен сравнительный анализ расчетных и экспериментальных значений продолжительности роста усталостных трещин по существующим классическим моделям и моделям, реализованным в современном программном обеспечении расчета трещиностойкости, который показал, что они не всегда эффективно прогнозируют усталостный срок службы металла при одноосном нагружении

переменной амплитуды и малых скоростях роста трещины, недостаточно учитывают влияние последовательности циклов нагружения.

2. Предложен оригинальный метод фотометрического анализа по оценке уровня закрытия трещины, который показал, что существующие модели склонны переоценивать уровень закрытия трещины при нагружениях постоянной или переменной амплитуды.

3. Предложена и верифицирована новая модель расчета роста усталостной трещины, опирающаяся на определение местных напряжений на удалении от вершины трещины, при одноосном нагружении переменной амплитуды, позволяющая учесть и величину, и последовательность циклов. Показана высокая эффективность предлагаемой модели в области малых скоростей роста трещины при нагружениях переменной амплитуды, имитирующих эксплуатационные нагружения.

4. На основании предложенной модели получены зависимости продолжительности роста усталостной трещины в металле от асимметрии циклов нагружения, уровня перегрузки и последовательности циклов в перегрузочном блоке для испытаний с перегрузками для алюминиевого сплава и малоуглеродистой стали.

5. Разработана методика расчета постоянных и переменных параметров уравнения скорости роста усталостной трещины, этапы которой могут использоваться и для целей, не связанных с расчетом долговечности материала, таких как аппроксимация кривых, анализ экспериментальных данных испытания с поцикловой записью податливости, расчет реакции материала без трещин на циклическое нагружение и т. д.

Методология и методы исследования. В работе использовались следующие теоретические методы: 1) метод наименьших квадратов для регрессионного анализа; 2) численные методы пассивного поиска и бисекции; 3) методы аппроксимации дискретных функций – пар точек, набора точек и интервала; 4) метод сегментации

кривой для расчета местной циклической реакции материала; 5) метод итераций; 6) метод падающего дождя для подсчета числа циклов; 7) статистический метод. Нашли применение экспериментальные методы: 1) метод податливости для определения длины трещины; 2) испытания-эксперименты над металлическими образцами при регулярном нагружении, нагружениях с перегрузками и эксплуатационного характера; 3) фрактографический анализ поверхностей разрушения образцов; 4) энергодисперсионный рентгеновский спектральный анализ содержания химических элементов на поверхностях разрушения образцов; 5) фотометрический анализ закрытия трещины в испытаниях постоянной и переменной амплитуды.

Практическая значимость работы.

Показана возможность оценки усталостного срока службы материалов, применяющихся в авиационной и автомобильной промышленности с помощью предлагаемой модели учета влияния местных напряжений у вершины трещины на скорость ее роста. Более точные прогнозы долговечности материала с трещиной, нежели по существующим моделям открывают возможность снижения металлоемкости конструкций из них при проектировании, а также иметь большую достоверность принятия решения о продлении ресурса технического объекта.

Предложенные методики поциклового расчета длины трещины, аппроксимации кривых кинетической диаграммы усталостного разрушения, подбора коэффициентов уравнений роста трещины, оценки реакции материала на циклическое нагружение, расчета порогового размаха коэффициента интенсивности напряжений могут использоваться для автоматической обработки результатов испытаний с циклическим нагружением как дополнительного компьютерного приложения к испытательному оборудованию.

Апробация работы. Материалы диссертационной работы докладывались на международных конференциях: 1) XXIII международная инновационно-ориентированная конференция молодых учёных и студентов МИКМУС-2011

(Москва; 2011, 2015 гг.); 2) II международная научно-практическая конференция “Современное машиностроение” (Санкт-Петербург; 14-15 июня 2012 г.); 3) Международная научно-практическая конференция “Innovation Information Technologies” (Прага, Чехия; 2012-2014 гг.); 4) Международная научно-практическая конференция “Инновации на основе информационных и коммуникационных технологий” (Сочи; 2012-2014 гг.); 5) Международная научно-техническая конференция “Усталость и термоусталость материалов и элементов конструкций” (Киев, Украина; 28-31 мая 2013 г.); 6) Международная научно-практическая конференция “Прогресс транспортных средств и систем” (Волгоград; 24-26 сентября 2013 г.); 7) V международная конференция “Деформация и разрушение материалов и наноматериалов DFMN 2013” (Москва; 26-29 ноября 2013 г.); 8) I International Conference on Structural Integrity (Кальпаккам, Индия; 4-7 февраля 2014 г.).

Публикации. По теме диссертации опубликовано 64 печатных работы, из них: 6 статей в зарубежных журналах перечня Scopus, 1 статья в зарубежной печати, 8 свидетельств о государственной регистрации программы, 19 статей в журналах перечня ВАК, 22 статьи из сборников материалов конференций, 8 тезисов конференций.

Положения, выносимые на защиту.

Методы оценки продолжительности скорости роста усталостной макротрещины в металле при нагружении переменной амплитуды с учетом последовательности нагружения.

Результаты анализа кривых кинетической диаграммы усталостного разрушения, полученных в результате экспериментальных исследований на алюминиевом сплаве и малоуглеродистой стали по прогнозированию усталостной долговечности материала при переменном нагружении.

Программное обеспечение для автоматизированной обработки экспериментальных данных, получаемых в ходе испытаний с переменным

нагрузением, а также для определения параметров модели и продолжительности роста усталостной трещины согласно предлагаемой модели учета местных напряжений на удалении от вершины трещины.

Степень достоверности.

Экспериментальные результаты получены на современном сертифицированном испытательном оборудовании, датчики своевременно проходили калибровку, показана хорошая воспроизводимость результатов. Предлагаемая модель согласуется с опубликованными и собственными экспериментальными данными по теме диссертации. Выводы работы основываются на обобщении результатов, полученных при испытаниях материала при различных нагрузениях, а также компьютерного моделирования реакции материала на циклическое нагружение. При решении задач использовано несколько методов получения результата, что позволило проверять результаты на различных этапах исследования. Экспериментальные результаты и теоретические выкладки, заимствованные из литературных источников, были проверены. Установлено качественное и количественное соответствие авторских результатов с результатами из независимых источников. Используются современные методики сбора, обработки исходной информации, результатов испытаний и компьютерного моделирования.

1 СОВРЕМЕННЫЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ О ЗАРОЖДЕНИИ И РАСПРОСТРАНЕНИИ ТРЕЩИН В МЕТАЛЛАХ ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

1.1 Кинетическая диаграмма усталостного разрушения как характеристика состояния материала в подходе локализованного усталостного повреждения

Если подвергнуть металл переменному нагружению, то согласно подходу локализованного усталостного разрушения, на микроскопическом уровне в нем может зародиться усталостная трещина, которая вскоре станет видимой, и в итоге приведет к разрушению. Выделяют периоды зарождения трещины и ее роста (рис. 1). В первом периоде имеет место некоторый рост микротрещины. Во втором периоде трещина становится различимой и растет вплоть до разрушения. Период зарождения завершен, если рост микротрещины более не зависит от поверхностных свойств. Факторы оказывают различное влияние на протекание усталостных процессов в каждом периоде, поэтому зарождение и рост трещины рассматривают отдельно. [26]

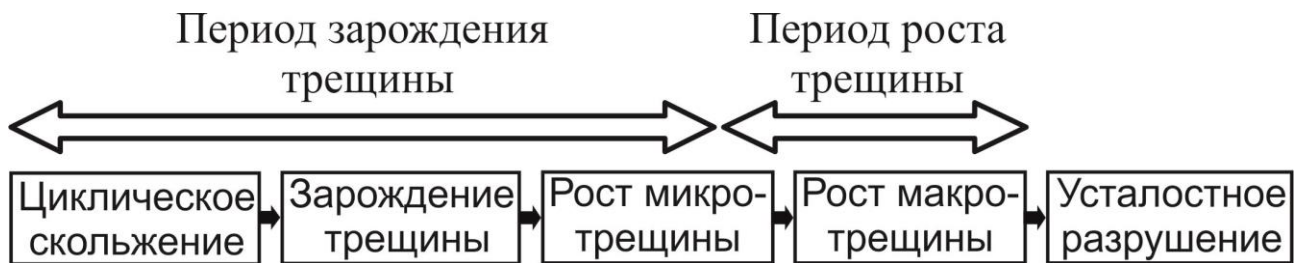


Рис. 1 - Периоды зарождения и роста трещины [1]

С позиций механики разрушения сопротивление усталости наиболее полно описывается кинетической диаграммой усталостного разрушения – КДУР, представляющей собой сопоставление скорости роста трещины и соответствующего размаха коэффициента интенсивности напряжений - КИН (рис. 2). С точки зрения формы кривой на КДУР можно выделить три участка: 1) участок околопороговых

скоростей роста (I); 2) участок Пэриса (II); 3) участок устойчивого отрыва, предшествующего разрушению (III). Механизмы роста трещины и их вклад в повреждение материала различны на разных участках, что подтверждается фрактографическим анализом (рис. 2): 1) на I участке происходит хрупкое усталостное микроразрушение; 2) на II участке доминирует циклическое скольжение и сдвиг; 3) на III участке преобладает квазистатическое разрушение от расслоения, локализации деформаций и слияния микропустот. Крайние точки КДУР, ограничивающие ее снизу и сверху, являются важными характеристиками трещиностойкости материала: 1) пороговый размах КИН ΔK_{th} ; 2) вязкость разрушения K_c . Несмотря на свою простоту, КДУР обобщает множество сценариев роста трещины, представленных на рис. 3. [29]

Пороговый размах КИН ΔK_{th} заслуживает подробного рассмотрения. Техническое значение ΔK_{th} заключается в том, что если $\Delta K_{eff} \leq \Delta K_{th}$, то процессы скольжения и сдвига затрудняются и трещина останавливается. Наоборот, при $\Delta K_{eff} > \Delta K_{th}$ рост трещины имеет место, но при приближении $\Delta K_{eff} \rightarrow \Delta K_{th}$ рост трещины замедляется и теряет устойчивость. Существует несколько методик экспериментального определения ΔK_{th} (рис. 4). Наименьшими недостатками обладает нагружение на рис. 4б, т.к. при этом достигается постоянство максимального КИН цикла K_{max} , а значит, и радиуса монотонной пластической зоны у вершины трещины [29]. Следует отметить, что пороговый размах КИН ΔK_{th} не является постоянной материала. При допущении переменного характера ΔK_{th} ее обычно оценивают, учитывая корреляцию с другими характеристиками: 1) ΔK_{th} снижается с увеличением предела выносливости σ_{-1} (рис. 5); 2) размер зерна влияет на ΔK_{th} , но это влияние различно для разных материалов; 3) коррозионная среда и повышенная температура снижают ΔK_{th} [29, 31]. В приложении 1 приведена эффективная методика определения порогового размаха КИН ΔK_{th} , применявшаяся и в настоящем исследовании [30].

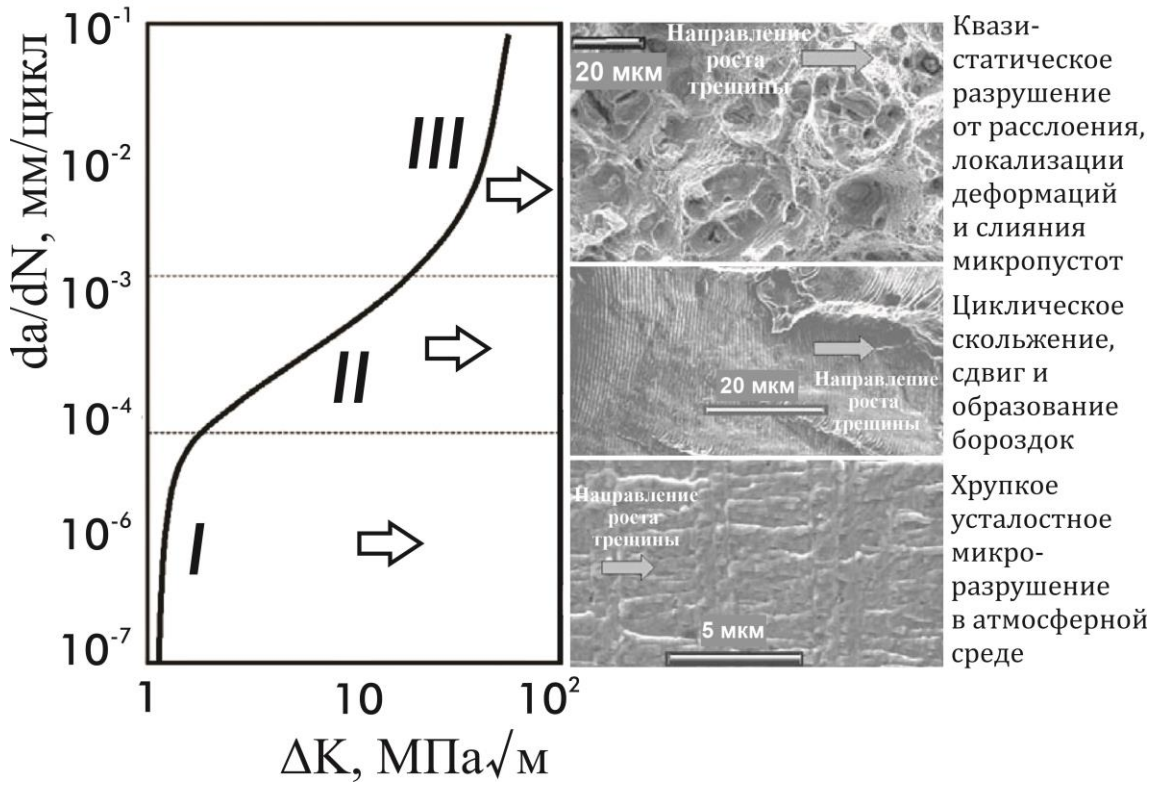


Рис. 2 - Кинетическая диаграмма усталостного разрушения и соответствующие фрактографии алюминиевого сплава 2024-Т3 [30]

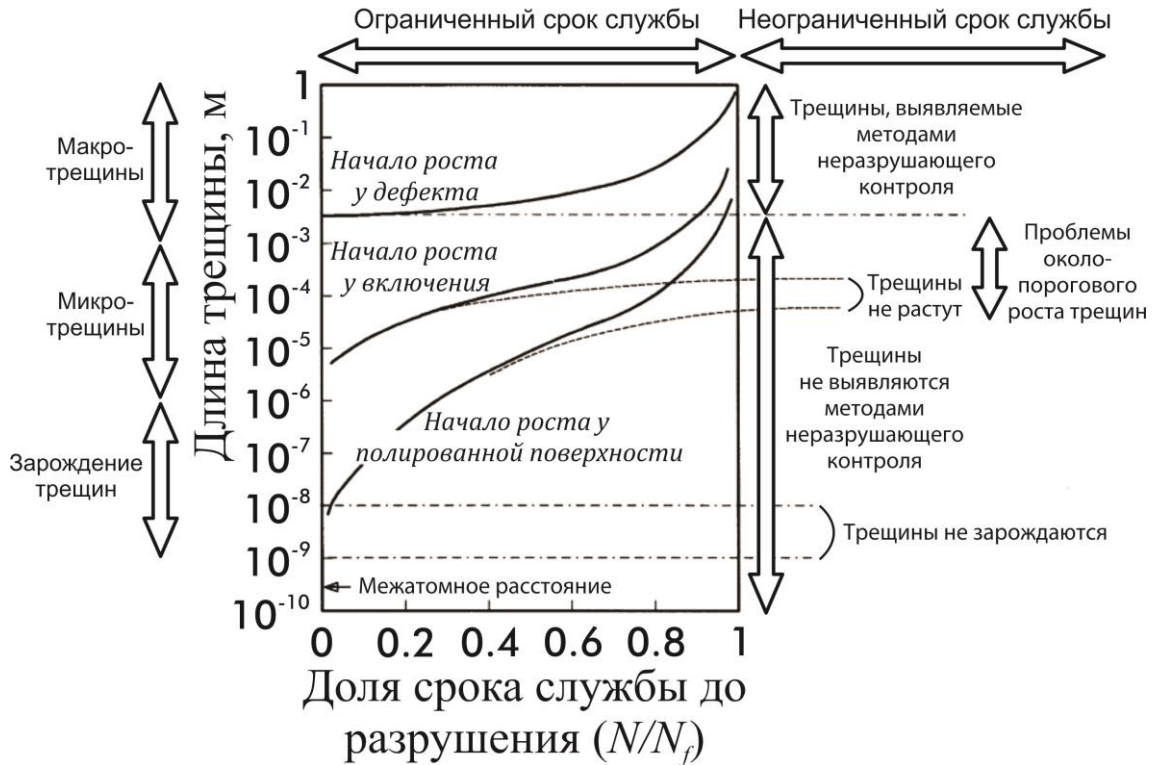


Рис. 3 - Сценарии роста трещины [29]

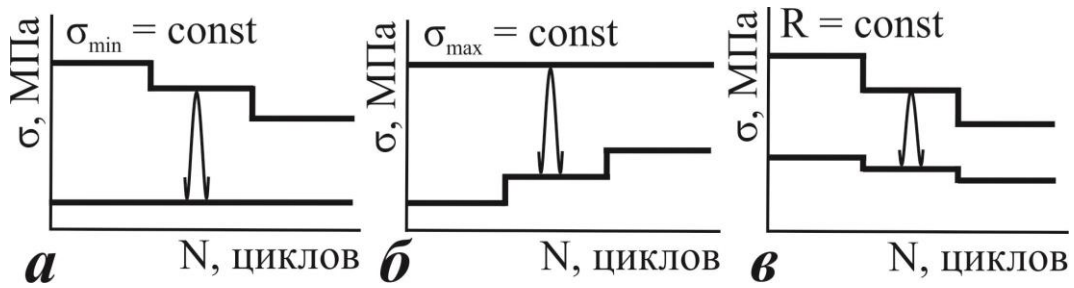


Рис. 4 - Типичные нагрузки для определения порогового размаха КИН [29]

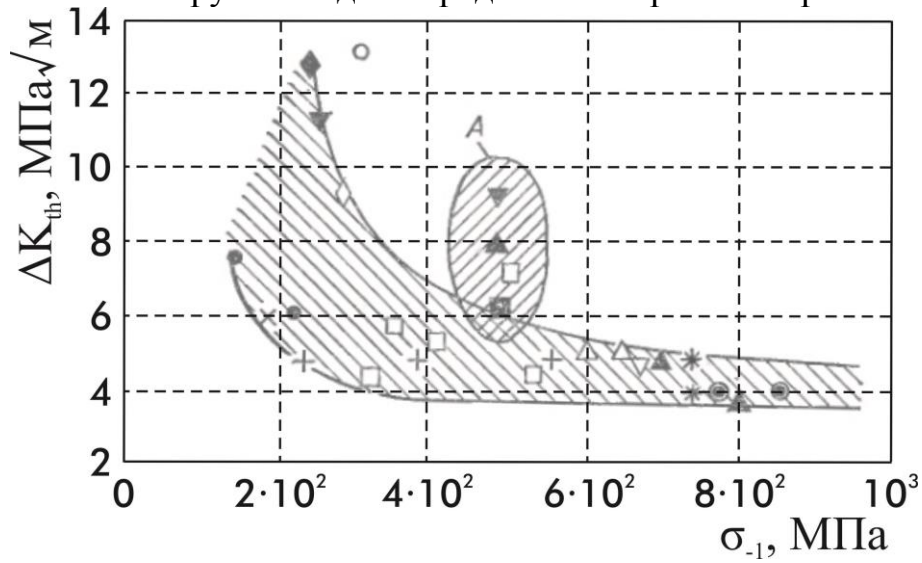


Рис. 5 - Зависимость порогового размаха КИН от предела выносливости: ● – техническое железо; ◆ - 15X25T; ▼ – дисперсионно-упрочненная ферритная сталь; ○ – 06X2H2M; □ – 75XГСТ, перлит; х – 20X13; ■ – хромомолибденовая сталь; + - стали; ▲ – 75XГСТ, закалка и отпуск; ◇ - сталь G40; Δ - 30XГСН2А; * - 45ХН2МФА; ⊙ – ШХ-15; А – область высокоуглеродистых сталей [41]

На участке Пэриса рост трещины происходит преимущественно вследствие циклического скольжения, подразумевающего пластическую деформацию объемов и активность дислокаций, механизм которого рассмотрен ниже. Микропластичность возникает в зернах у поверхности, т.к. они менее ограничены в скольжении, и поэтому пластическая деформация в них возникает при меньшем уровне напряжений. Кроме того, царапины, отверстия и особенности конструкции приводят к концентрации напряжений, облегчая зарождение трещин именно у поверхности. Циклическое скольжение зависит от циклического касательного напряжения, которое на микроуровне распределено неравномерно и зависит от параметров зерен.

Скольжение часто приводит к выводу части материала на поверхность, где он окисляется в реакции с окружающей средой. А скольжение при росте нагрузки подразумевает деформационное упрочнение в полосе скольжения: при разгрузке наибольшее касательное напряжение будет в той же полосе, но в обратном направлении, что и приведет к циклическому скольжению. [33]

Участок устойчивого отрыва соответствует высокой скорости роста трещины порядка 10^{-2} мм/цикл. На том участке характерно квазистатическое разрушение от расслоения, локализации деформаций и слияния микропустот. На рис. 2 на этом участке еще видны усталостные бороздки и очаги, а между ними заметны области пластического отрыва. Наклон КДУР на III участке в общем случае зависит от вида преобладающего напряженно-деформированного состояния у кончика трещины. Так, значения вязкости разрушения K_{Ic} при плоском напряженном и плоском деформированном состояниях могут отличаться в 1.5-2 раза. Однако в настоящей работе используются образцы единой геометрии, в которых преобладает плоское деформированное состояние, поэтому значение K_{Ic} можно условно принять постоянным. Кроме того, переменный характер ΔK_{th} может вызывать расхождения в долговечности в десятки и сотни раз большие, чем переменный характер K_{Ic} , поэтому при многоциклового усталости определение ΔK_{th} более важно. [34]

Распространение трещины в отличие от ее зарождения не является поверхностным явлением. Обычно трещина растет перпендикулярно наибольшему главному напряжению. По мере удаления вершины трещины от поверхности деформации скольжения могут происходить на нескольких плоскостях. При нагружении трещина открывается вследствие пластических деформаций у вершины, вызывающих ее продвижение. На некоторых циклах могут образовываться складки на разрушенных поверхностях, называемые бороздками, которые выявляются при фрактографическом анализе на микроскопе. Свойство сжимающих перегрузок оставлять четкие бороздки служит основанием для использования их в качестве маркирующих признаков, позволяющих отслеживать рост трещины на отдельных

этапах истории нагружения. Итак, фрактографический анализ служит ценным инструментом анализа усталостных процессов и может быть использован для верификации кривых роста трещины и КДУР, определяемых иными методами. Но бороздки различимы не во всех металлах: в алюминиевых сплавах они легко различимы, но в сталях и некоторых других сплавах возникают затруднения. [35]

В процессе нагружения трещина периодически затупляется. Процесс затупления вершины трещины и его последствия и сегодня являются спорным вопросом. Две наиболее известные модели затупления трещины – МакМиллана-Пеллоукса [36] и Лэйрда [37] приведены на рис. 6. Первая модель подразумевает, что вершина трещины закрыта при разгрузке, а вторая утверждает, что при разгрузке образуется ушко у вершины трещины, т. е. трещина всегда открыта. Отметим, что модели разрабатывались для различных материалов, ведь МакМиллан испытывал алюминиевые сплавы, а Лэйрд – чистые металлы [29].

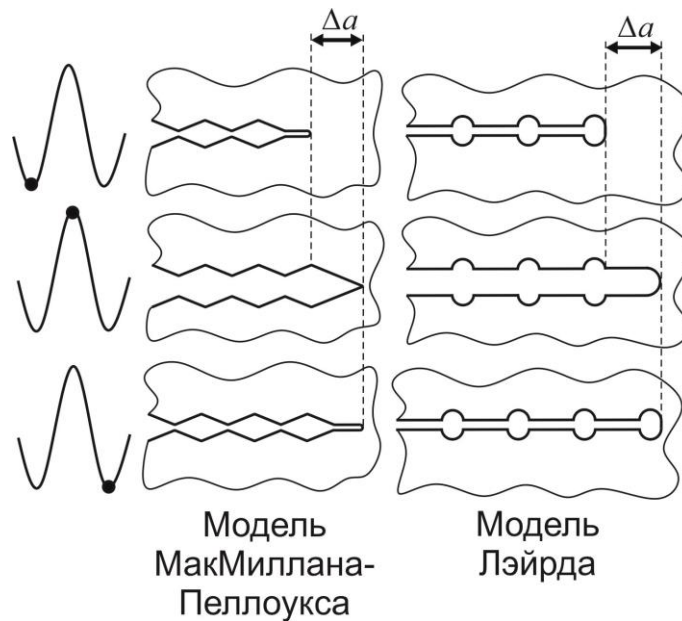


Рис. 6 - Модели затупления трещин и образования бороздок [29]

Пороговый размах КИН для макротрещин ΔK_{th} часто выше, чем для микротрещин $\Delta K_{th}'$, что ограничивает применение ΔK_{th} [38]. Такая вариативность объясняется следующим образом: 1) циклическое скольжение легче происходит в

поверхностных слоях, а т. к. микротрещины возникают у поверхности, то их рост облегчен; 2) КИН основан на концепции упругого поведения материала с малым течением около вершины трещины, поэтому подходит для описания роста микротрещин. Несмотря на свою универсальность КДУР для микро- и макротрещин отличаются. Так на рис. 7а представлено сравнение этих кривых для алюминиевого сплава [29]. Подобное различие обусловлено тем, что для описания распространения макротрещин часто подходит линейная упругая механика разрушения (ЛУМР), а для микротрещин – только упруго-пластическая механика разрушения [31], ведь одним из условий ЛУМР является малость пластической зоны в вершине трещины – ее диаметр должен быть $< 2\%$ длины трещины [39]. Согласно рис. 7а ΔK_{th} для микротрещин отсутствует. Однако это не подразумевает неизбежность роста микротрещин, поскольку они подвержены влиянию структуры материала и поверхностных эффектов. Микротрещины могут прекращать рост при длине нескольких диаметров зерен ввиду недостаточности циклического скольжения: плоское напряженное состояние у поверхности облегчает циклическое скольжение, но на удалении от поверхности характерно плоское деформированное состояние, при котором сопротивление циклическому скольжению выше, что и останавливает рост микротрещины. Кроме того, переход от зерна к зерну и от одной фазы к другой затрудняет распространение микротрещин. Хотя высокая концентрация напряжений и низкая амплитуда нагружения ниже предела выносливости $\sigma_a < \sigma_{-1}$ чаще знаменуют нераспространяющийся характер микротрещин (рис. 7б), все же этот характер имеет место и при $\sigma_a > \sigma_{-1}$ в отсутствие концентрации напряжений [40]. В настоящей работе рассматривается кривая КДУР для макротрещин, поэтому различная природа роста макро- и микротрещин и неприменимость к ним единой характеристики ΔK_{th} вынуждает сузить интерес к периодам жизни трещины этапом роста макротрещин, причем $\Delta K_{th} \leq \Delta K \leq K_c$. Кроме того, участки Пэриса и устойчивого отрыва уже неплохо изучены, существует множество более или менее эффективных моделей для оценки долговечности, в том числе и при переменном нагружении. В то же

время участок околопороговых скоростей роста трещины остается малоизученным, и именно он представляет наибольший интерес в настоящей работе.

Следует уточнить влияние на КДУР окружающей среды. На рис. 8 представлены диаграммы для алюминиевого сплава Д16Т и стали 65Г в вакууме и в воздухе с различной относительной влажностью и при регулярном нагружении с асимметрией цикла $R=0$. Рост влажности ускоряет рост трещины, а в вакууме рост минимален. Кривые накладываются друг на друга в участках Пэриса и устойчивого отрыва вследствие недостатка времени для реакции материала с влагой. Сравнение наводит на мысль о различном значении порогового размаха КИН материала ΔK_{th} для разных окружающих сред. [41]

Значительное влияние на КДУР оказывает водород. Так, на рис. 9а показано сравнение КДУР стали в инертной среде и в водородсодержащей среде [44]. Очевидно, водород ускоряет повреждаемость стали. Однако, картину водородного охрупчивания могут исказить другие компоненты среды. Например, введение малого количества кислорода в водородную среду способно замедлить скорость роста трещины за счет образования окисной пленки на поверхности металла и нейтрализации действия водорода. Показательно испытание в околопороговом участке роста трещины, в котором в водородсодержащую среду периодически вводят кислород (рис. 9б). [45]

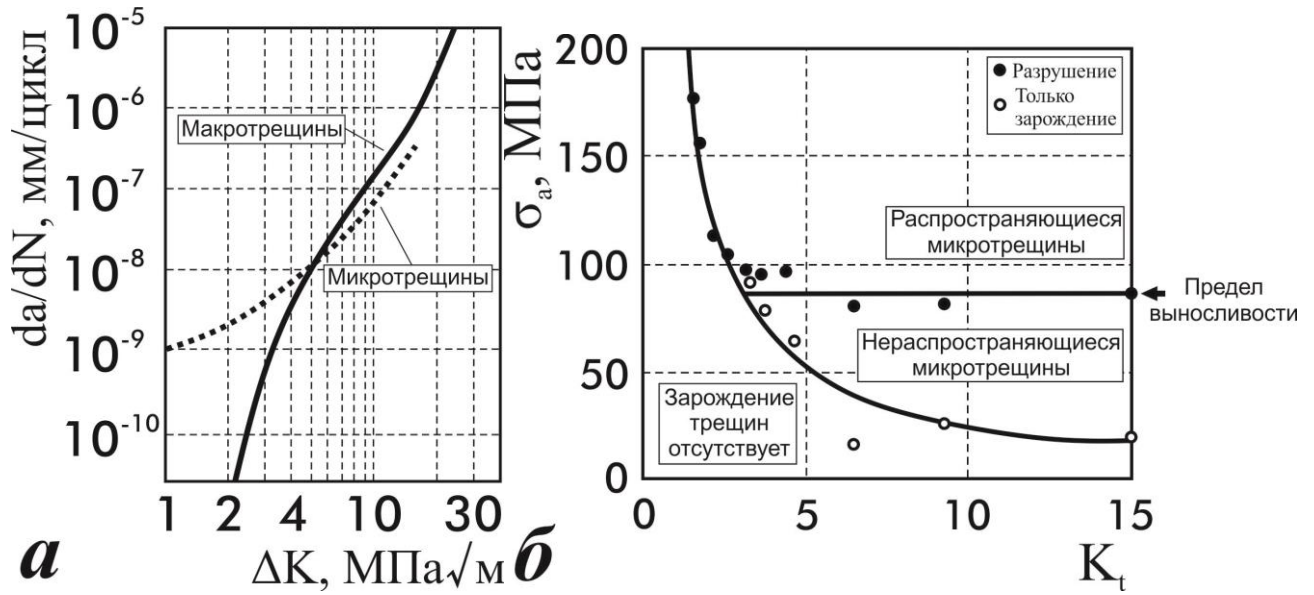


Рис. 7 - КДУР для микро- и макротрещин в алюминиевом сплаве L65 (а) и влияние амплитуды напряжения и концентрации напряжения на характер трещин в мягкой стали (б) [29, 42]

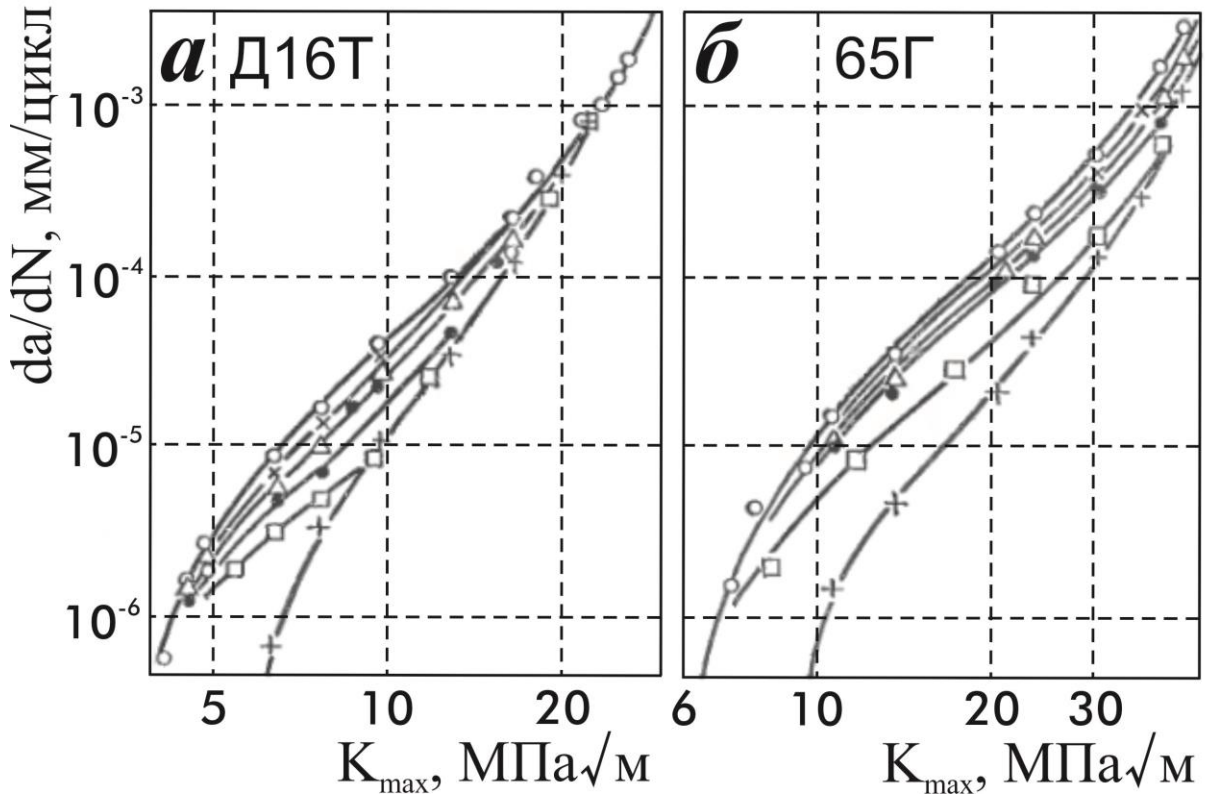


Рис. 8 - КДУР сплава Д16Т (а) и стали 65Г (б) в вакууме (+) и воздухе с относительной влажностью 5 (□), 20 (●), 40 (x), 60 (Δ) и 90 % (○) при регулярном нагружении с $R=0$ [31]

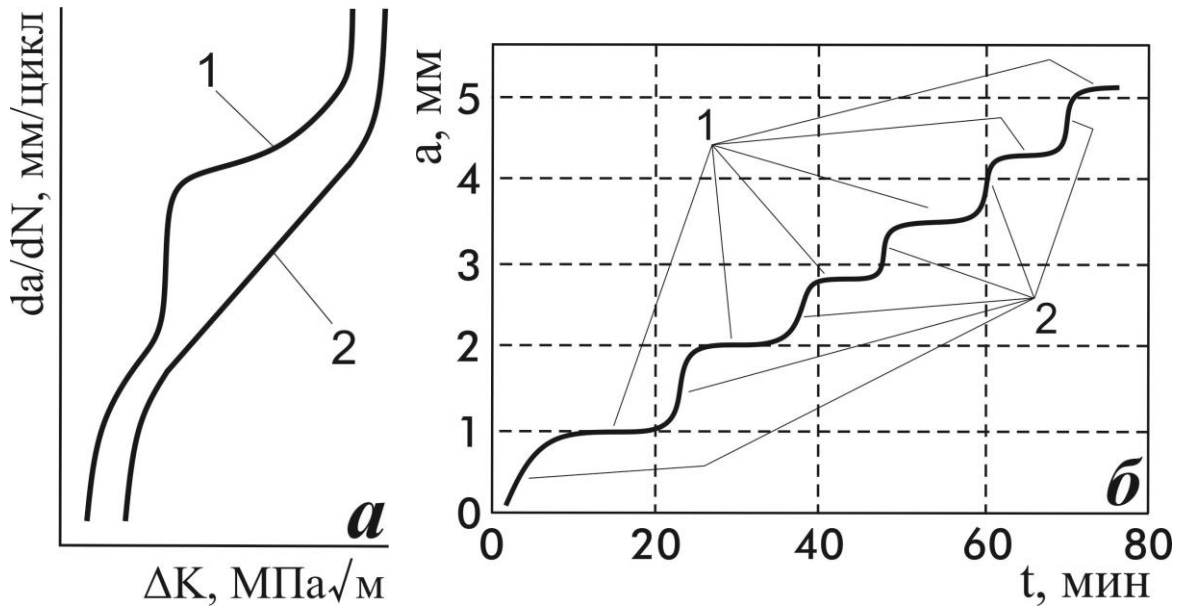


Рис. 9 - (а) КДУР стали: 1 – в среде водорода; 2 – в инертной среде; (б) Кривая роста трещины в стали в переменной водородной среде: 1 – увлажненный водород с 0.7 % кислорода; 2 – увлажненный водород [43]

1.2 Кривая усталости как характеристика состояния материала в подходе рассеянного усталостного повреждения

Несмотря на то, что подход локализованного усталостного повреждения получил наибольшее использование в настоящей работе, некоторая общность выводов с подходом рассеянного повреждения повышает интерес к последнему. В многоциклового усталости все же примечают появление трещин и их поведение, тем самым переходя в область, пограничную между подходами, что выявляет необходимость представить и подход рассеянного повреждения.

На рис. 10 представлена кривая усталости, где σ_u – временное сопротивление разрушению, $\sigma_{вр}$ – напряжение верхнего разрыва, $\sigma_{нр}$ – напряжение нижнего разрыва, σ_k – критическое напряжение, σ_f – предел выносливости, N_k – критическое число циклов. Кривую усталости делят на области малоциклового и многоциклового усталости, между которыми находится переходная область. Малоциклового

усталостью называется усталость материалов, обусловленная упругопластическим деформированием их макрообъемов при циклическом нагружении. При малоцикловом нагружении накопление усталостных повреждений за цикл определяется уровнем циклической деформации, а квазистатических или длительных статических повреждений – односторонне накопленной деформацией. В многоциклового усталости учитывают рассеянное усталостное повреждение, которое происходит на первой стадии, когда наблюдается значительное количество микроскопических очагов повреждения, но еще не зародилась магистральная трещина, и появление магистральной трещины как проявления локализованного повреждения на второй стадии. [46]

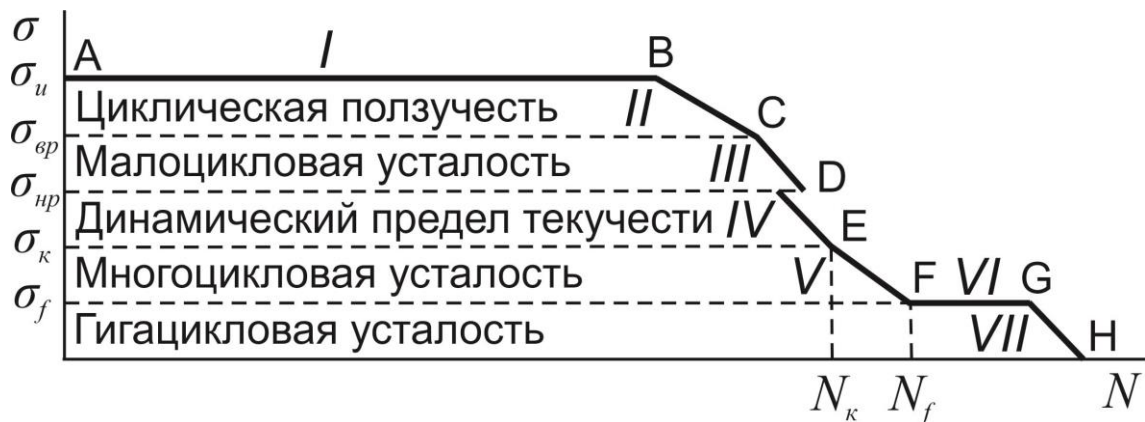


Рис. 10 - Кривая усталости Велера [34]

Область малоциклового усталости охватывает диапазон напряжений $\sigma_{нр} < \sigma < \sigma_u$ (ABCD, рис. 10). Область малоциклового усталости разделена на три участка: 1) Участок квазистатического излома (I). Механизм разрушения зависит от долговечности: если разрушение происходит при первом цикле, то наблюдается вязкий статический излом, а если при большем - то с образованием шейки; 2) Участок циклической ползучести (II). Разрушение носит квазистатический характер, приводит к образованию шейки. В изломе шейки может наблюдаться зародыш усталостной трещины; 3) Для упрочняющихся материалов не характерно

накопление деформации и участок II практически отсутствует, но наблюдается участок усталостного разрушения при макропластической циклической деформации (III). Пластические деформации накапливаются менее интенсивно, чем на II участке. Может накопиться значительная пластическая деформация, но усталостное разрушение определяется обратимой циклической пластической деформацией, приводящей к накоплению повреждений, поэтому излом усталостный. Критерии разрушения при малоциклового усталости основаны на пластической деформации по петлям гистерезиса (деформационные критерии), либо на учете термодинамических свойств или площади петли гистерезиса (энергетические критерии). [34]

Переход от одного участка к другому часто связаны с изменением формы кривой усталости – наличием перегиба или разрыва. Разрыв обусловлен сменой механизма усталостного разрушения: выше предела текучести интенсивно происходит коагуляция вакантных мест на поверхности микропор в плоскостях максимальных касательных напряжений, ниже - процесс осаждения вакансий в плоскостях максимальных нормальных напряжений. При малых амплитудах цикла трещина усталости растет внутрь, образуя излом, перпендикулярный оси образца, т.е. разрушение происходит в плоскости максимальных нормальных напряжений. При больших амплитудах цикла разрушение происходит под углом 45° к оси образца, т.е. по линии главных касательных напряжений. [32]

К многоциклового усталости относятся разрушения при напряжениях ниже переходной области (DEF, рис. 10). Диаграмма многоциклового усталости изображена на рис. 11. Процесс многоциклового усталости делят на четыре периода на основании кинетики развития дислокационной структуры материала, субмикротрещин и микротрещин. [31]

Инкубационный период (I), связанный с накоплением искажений кристаллической решетки можно разделить на стадии: 1) Стадия циклической микротекучести (до линии 1). В первых циклах наблюдается интенсивная пластическая деформация поверхностного слоя металла глубиной порядка размера

зерна, большая, чем во внутренних объемах. К окончанию стадии сечение материала претерпевает небольшую микропластическую деформацию, а в поверхностном слое образуется слой с повышенной плотностью дислокаций; 2) Стадия циклической текучести (между линиями 1 и 2). При определенном числе циклов происходит лавинообразное макроскопическое деформирование всего сечения. В поверхностных слоях образуются прямолинейные скопления дислокаций, которые при дальнейшем нагружении вызывают усталостные полосы скольжения; 3) Стадия циклического упрочнения (между линиями 2 и 3). В поверхностном слое развиваются устойчивые полосы скольжения, а к окончанию стадии в них развиваются первые субмикроскопические усталостные трещины. Период разрыхления (II) связан с нарушением сплошности металла, т.е. зарождением и развитием субмикроскопических трещин (между линиями 3 и 4). Происходит рост числа поверхностных устойчивых полос скольжения, их расширение и слияние субмикротрещин в полосах скольжения в микротрещины, не более размера зерна. Имеет место вовлечение новых объемов материала в интенсивное пластическое течение, пока вся поверхность материала не покроется грубыми полосами скольжения, фактически являющихся микротрещинами длиной, равной размеру зерна. Начало периода развития микротрещин до макротрещин критического размера (III, между линиями 4 и 5) связано с переходом микротрещины через границу зерна и ее распространением в плоскости, перпендикулярной направлению нагрузки в условиях плоскодеформированного напряженного состояния у вершины трещины. Начало периода окончательного разрушения (IV, между линиями 5 и 6) связано с неустойчивым ростом усталостной трещины. Разрушение происходит, когда раскрытие трещины достигает критического значения. [47]

В последние годы проводятся усталостные испытания на базах 10^{10} циклов нагружения и более - испытания на гигацикловую усталость (участки VI-VII, рис. 10). Для высокопрочных сталей наблюдается физический предел усталости – горизонтальный участок на базах до 10^7 циклов нагружения. Однако при базе 10^{10}

циклов и более зачастую обнаруживают вторую ветвь долговечности. Если разрушение произошло после 10^7 циклов, то трещины появлялись в подповерхностном слое преимущественно у неметаллических включений в связи с наличием значительной локальной концентрации напряжений возле них и возможностью водородного охрупчивания металла в этой области, а не у поверхности как при многоциклового усталости. Эти включения не влияют на статическую прочность, но снижают пластичность материала в связи с образованием внутренних пор при значительных пластических деформациях. Хотя значительная пластичность не характерна для усталости при малых напряжениях, включения все же могут влиять на циклическое скольжение. Т.к. включения работают как микронадрезы, то они облегчают зарождение трещин, особенно в высокопрочных материалах. [48]

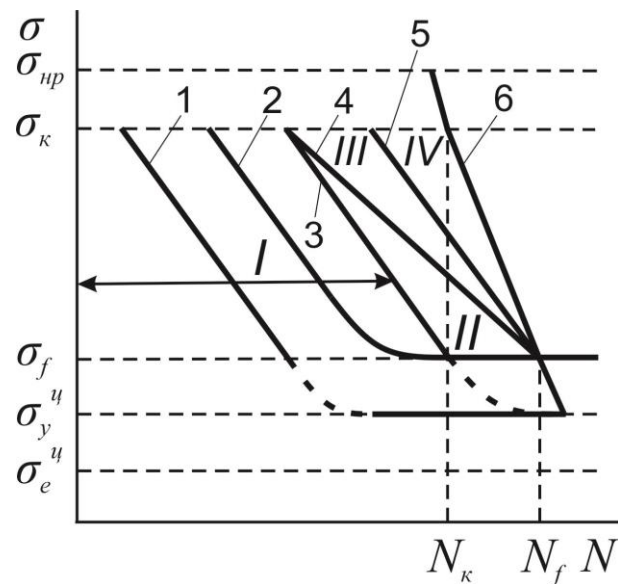


Рис. 11 - Диаграмма многоциклового усталости: 1 – линия начала макроскопического течения; 2 – линия окончания макроскопического течения; 3 – линия начала образования субмикроскопических трещин; 4 – линия начала образования микроскопических трещин; 5 – линия начала катастрофического разрушения (долома); 6 – кривая усталости [34]

Изменение физико-механических свойств при циклическом нагружении и закономерность выборочного повреждения зерен усталостными полосами показывают, что эти изменения вызываются единой причиной, связанной с локальным микронеоднородным деформированием, приводящим к тому, что различные конгломераты зерен, структурных элементов в один момент времени могут находиться на разных стадиях развития повреждений, совокупность которых определяет интегральную характеристику разделения периодов усталостного повреждения. [41]

Таким образом, при разработке моделей усталостного повреждения металлов необходимо учитывать кинетику изменения свойств в процессе циклического нагружения, проявляющуюся в стадийности процесса усталости и связанную с накоплением рассеянных повреждений. [41]

1.3 Водородное охрупчивание алюминиевых сплавов и сталей

Как упоминалось выше, на скорость роста усталостной трещины значительное влияние оказывает водород. Водородное охрупчивание вместе с коррозионным растрескиванием под напряжением и охрупчиванием жидким металлом относят к разрушениям под действием окружающей среды. Однако к влиянию водорода на рост трещин имеют отношение только первые два явления. Когда говорят об охрупчивании металла водородом, имеют в виду ухудшение механических свойств: предела прочности, скорости роста трещины, предела выносливости, усталостной долговечности и т. д. [49]

Охрупчивающее действие водорода обнаруживается как при возникновении трещин, так и при их росте. Чем выше давление газообразного водорода $p(H)$, тем ниже пороговый КИН K_{th} (рис. 12) [31]. Влияние водорода на кривую усталости особенно заметно при многоциклового усталости. Влажная атмосфера может приводить к снижению предела выносливости стали на базе 10^7 циклов порядка 30

% [31]. Водород влияет и на скорость роста трещины. Так, при комнатной температуре и давлении среды $p=6$ кПа, при аналогичных условиях нагружения стали AISI 4130 скорость роста трещины различна в зависимости от типа среды [31]: 1) в среде молекулярного водорода $da/dN=9\cdot 10^{-6}$ мм/цикл; 2) в среде сероводорода - $da/dN=8\cdot 10^{-3}$ мм/цикл; 3) в среде диссоциированного (атомарного) водорода - $da/dN=1.2\cdot 10^{-2}$ мм/цикл. Ясно, что наибольшая охрупчивающая способность у атомарного водорода в окружающей среде, а наименьшая – у молекулярного. Механизм водородного охрупчивания зависит от трех факторов: 1) исходное местоположение и состояние водорода; 2) транспортные реакции, связанные с перемещением водорода от его источника до места реакции с металлом; 3) непосредственно механизм охрупчивания. [50]

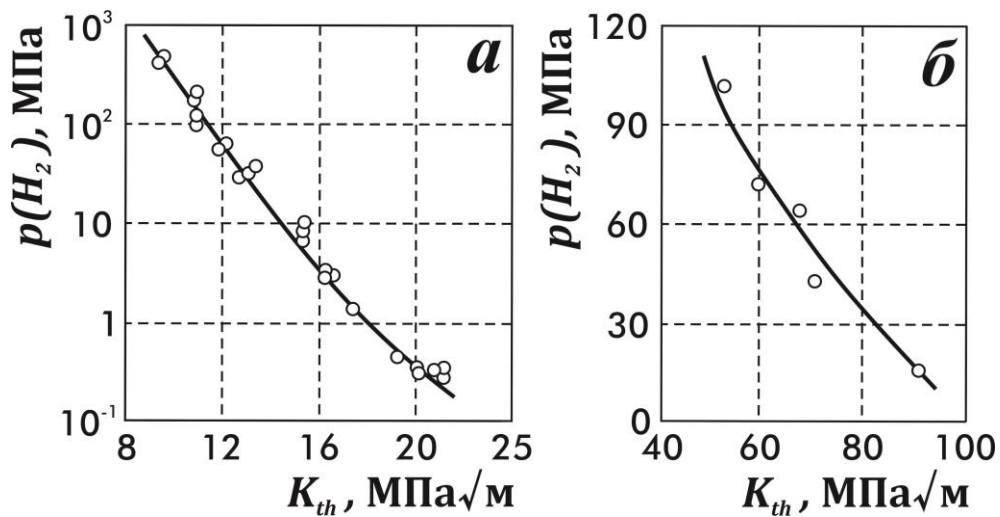


Рис. 12 – Зависимость порогового КИН от давления водорода окружающей среды для высокопрочной (а) и мягкой (б) мартенситных сталей [31]

Охрупчивание может вызываться во многих металлах присутствием даже очень малого количества водорода. Наиболее подвержены этому металлы с объемно-центрированной и гексагональной плотноупакованной кристаллическими решетками. В стали присутствие 0.0001 % весового содержания водорода уже может вести к охрупчиванию.

Рис. 13 демонстрирует совокупность источников водорода, способов его транспортировки, области его скопления и вызываемые им механизмы микроразрушения. До применения вакуумной дегазации стальные отливки были подвержены водородному флокенообразованию, т. е. растворенный водород в расплавленном металле при затвердевании формировал пузыри газовых включений. Эти пузыри вызывают локализованные давления, образованные множеством острых трещин, которые вблизи поверхности отливки вызывают ее дробление. Водород может проникнуть в металл при плавлении и остаться в нем при затвердевании, либо может попасть в него при горячей обработке, гальванизации, сварке или травлении. Иронично, что гальванизация, предназначенная для защиты от водосодержащей окружающей среды и коррозионного растрескивания под напряжением, может снижать трещиностойкость материала, предоставляя условия для иного процесса трещинообразования. Водород может быть занесен в металл и при коррозии. Наружный водород окружающей среды может быть молекулярным, атомарным или быть компонентом воды, метанола, сероводорода и т. д. Водород во внутренних объемах сплава представляет собой протоны, экранированные кристаллической решеткой, причем их концентрация может быть выше или ниже предела растворимости водорода в решетке матрицы. Водород из внешней среды может адсорбироваться на наружной поверхности металла, хемосорбироваться и проникнуть в решетку (рис. 14а). [50]

Охрупчивание не возникает в результате первичного контакта с водородом в отсутствие напряжений. Показательно различие в росте усталостной трещины в стали Н-11 в переменной среде из газов кислорода, аргона и водорода и воды (рис. 14б). Очевидно ускорение роста трещины в средах сухого водорода и влаги и остановка роста в среде кислорода. Молекулярный водород диссоциируется на поверхности и хемосорбируется в сталь, позволяя освобожденному атомарному водороду диффундировать внутри металла и охрупчивать его. Интересно, что водород, выделяющийся в результате коррозии железа водой, следует по тому же

пути к внутренним объемам металла, что и хемосорбированный водород. Поэтому считается, что механизмы водородного охрупчивания и коррозионного растрескивания под напряжением тесно взаимосвязаны. Очевидно, кислород формирует оксидную пленку, блокируя хемосорбцию, но после удаления кислорода из среды, водород разрушает пленку и начинает реагировать с металлом. [51]

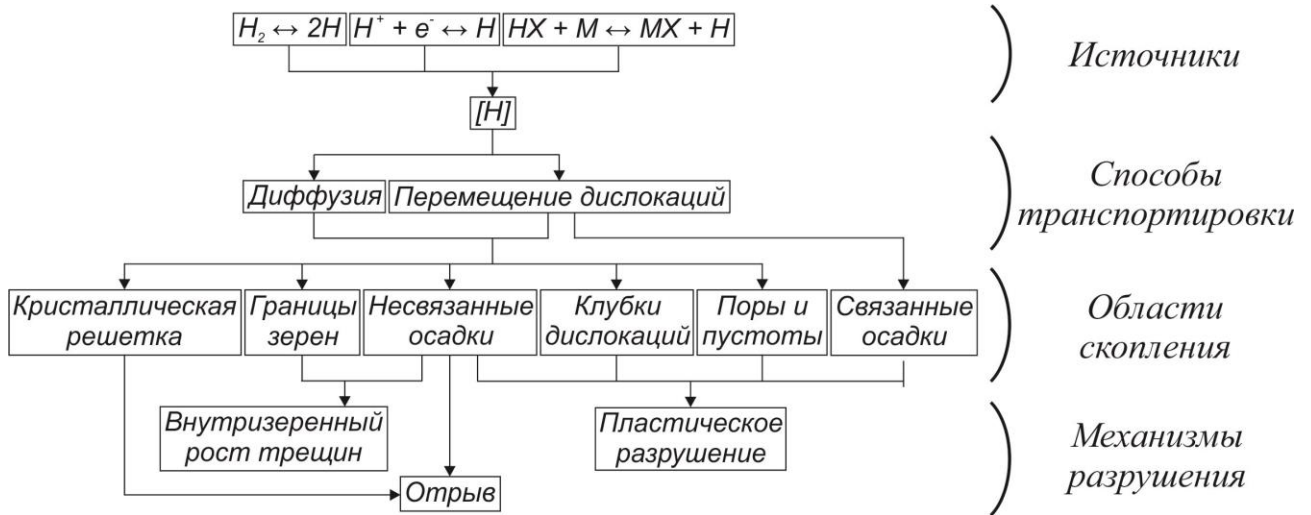


Рис. 13 – Совокупность источников водорода, способов его транспортировки, областей скопления и вызываемых механизмов разрушения металлов: H_2 – молекулярный водород; H – атомарный водород; H^+ – ион водорода; e^- – электрон; M – металл; X – химический элемент [50]

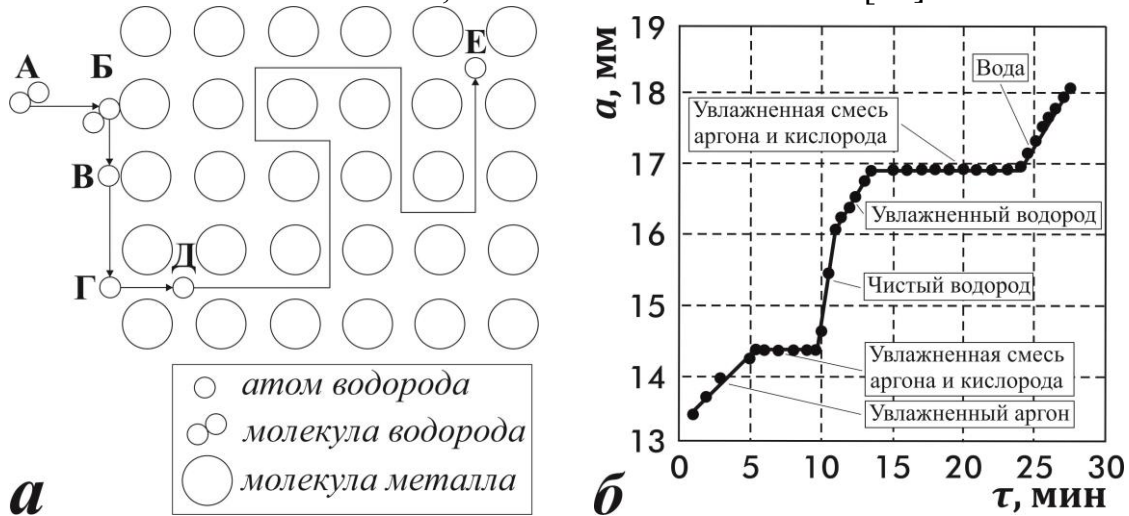


Рис. 14 – (а) Схема возможных реакций проникновения водорода окружающей среды в кристаллическую решетку металла: А-Б – диффузия в газовой среде, Б-В – физическая адсорбция и диссоциация, В-Г – миграция адсорбированных атомов и хемисорбция, Г-Д – растворение, Д-Е – диффузия в решетке металла [50]; (б) Рост трещины в высокопрочной стали в переменной среде [51]

В стали водород легко и быстро диффундирует через решетку железа вследствие малого размера атома. Вычисления показывают, что скорость транспортировки водорода в связи с движением дислокаций может быть на несколько порядков выше, чем скорость его диффузии в решетку. Следовательно, водородное охрупчивание является важным фактором трещинообразования в атмосферной среде, несмотря на то, что скорость растрескивания выше, чем скорость диффузии водорода через решетку. Водород склонен накапливаться на границах зерен, во включениях, пустотах, сетке дислокаций. На рис. 15 показано, что процесс трещинообразования включает отрыв, внутризеренный рост и слияние микропор (пластическое разрушение). Было доказано, что эти механизмы могут быть характерны для одного материала при трех различных уровнях напряжений. Следовательно, водородное охрупчивание характеризуется несколькими механизмами разрушения, а не единым. Поэтому хотя фрактографический анализ важен для понимания охрупчивания, он не описывает степень вовлеченности каждого из механизмов в данный момент времени. [51]



Рис. 15 – Механизмы развития усталостной трещины при водородном охрупчивании стали: а – при высоком значении КИН, б – при среднем КИН, в – при малом КИН [51]

Процесс водородного охрупчивания характеризуется чувствительностью к скорости деформации, зависимостью от температуры и склонностью вызывать отложенное разрушение. На низких скоростях деформирования охрупчивание

проявляется ярче. При низких и высоких температурах охрупчивание незначительно, но ярко проявляется при комнатной температуре (рис. 16а). Обычно влияние водорода исследуют при длительном статическом нагружении наводороженных образцов с надрезами. В таких испытаниях и проявляется отложенное разрушение (рис. 16б). Очевидна меньшая прочность наводороженного образца в сравнении с обычным. Кроме того, заметно падение прочности наводороженного образца со временем. Однако существует минимальное критическое значение, ниже которого отложенное разрушение не возникает, что наводит на аналогию с пределом выносливости кривой усталости. Минимальное критическое напряжение растет с уменьшением содержанием водорода или концентрации напряжений. [52]

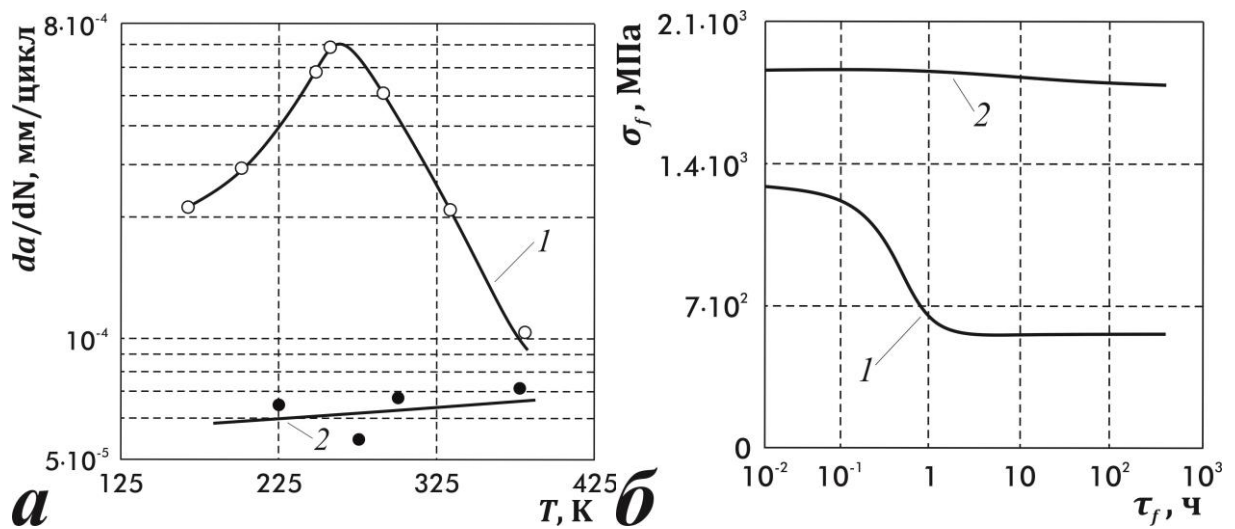


Рис. 16 – (а) Зависимость скорости роста трещины в мартенситной стали от температуры: 1 – в водородной среде (давление $p(H)=13$ кПа), 2 – в вакууме (давление $p=1.3$ мкПа); (б) Сравнение длительной прочности на растяжение стальных образцов с надрезами: 1 – наводороженный образец, 2 – в отсутствие водорода в окружающей среде [52]

О самом механизме охрупчивания нет единого мнения. По модели механизма планарного давления, трещинообразование вызывают высокие давления в пределах внутренних пор, наполненных водородом, и снижает внешнюю нагрузку,

необходимую для роста пустот и трещин. Хотя механизм хорош для наводороженных сталей, он не объясняет охрупчивание в водородной окружающей среде низкого давления: отсутствует причина, по которой низкое давление атмосферы вызывает высокое давление газа в металле. Другая модель полагает, что водород диффундирует вследствие влияния градиента напряжений в области высокого трехосного напряжения, а затем взаимодействует с межатомными связями металлической решетки, снижая ее когезионную прочность. Третья модель постулирует, что водород снижает поверхностную энергию металла на внутренних свободных поверхностях. Четвертая модель предполагает, что наличие водорода в решетке металла усиливает мобильность дислокаций при очень низких уровнях напряжений, а значит и характер развития пластической деформации. Хрупкое поведение объясняется как результат продолжительного, но локализованного пластического течения, возникающего на очень низких уровнях напряжения сдвига. Наконец, водородное охрупчивание может быть следствием образования металлических гидридов с плотностью ниже, чем металл вследствие больших расширений или из-за хрупкости самих гидридов (в титане, ванадии и цирконии). [53]

В связи с предполагаемой взаимосвязью между коррозионным растрескиванием под напряжением и водородным охрупчиванием ниже приведены краткие сведения о коррозионном растрескивании. Разрушение пленки, связанное с анодным растворением в вершине трещины, может объяснить большинство случаев внутризеренного растрескивания под напряжением. Принципиальное отличие модели – защитная поверхностная пленка в вершине трещины разрушается под действием локализованного пластического течения, хотя на удалении от трещины пленка сохраняется. Создается гальваническая пара между металлом в вершине трещины (анод) и неразрушенной поверхностью пленки (катод). Обнажаемый металл затем подвергается быстрому анодному растворению, позволяя трещине расти. Хотя защитная пленка пассивна, скорость анодного растворения и связанного

с ним продвижения трещины зависит от скорости повторной пассивации (т.е. скорости образования новой пленки). Заметим, что процесс растрескивания под напряжением наиболее активен при некоей средней скорости пассивации: если скорость пассивации мала, то вершина трещины затупляется вследствие быстрого анодного растворения на берегах трещины; если же скорость пассивации велика, то продвижение трещины после каждого разрушения пленки незначительно. [54]

Большинство исследований водородного охрупчивания описывает охрупчивание стали. Считается, что алюминиевому сплаву это охрупчивание почти не свойственно – водород почти не растворяется в алюминии. Водород, вводимый методом имплантации, образует газовые пузыри на границе зерен. Существенную роль в защите алюминия от водорода играет оксидная пленка. Моделирование показывает, что иону водорода энергетически невыгодно располагаться ни в положении замещения, ни в тетра- и октаэдрических порах. При добавлении в решетку алюминия он медленно покидает ее через свободные границы. Однако, принимая во внимание отсутствие оксидной пленки на новообразованных поверхностях разрушения вблизи вершины трещины при ее продвижении, а также “эффект насоса” трещины, вызываемый ее открытием и закрытием при циклическом нагружении, допускается возможность проникновения водорода через вершину трещины и его непродолжительное наличие в слоях вблизи вершины, что является достаточным основанием для водородного охрупчивания при низких скоростях роста трещины. [55]

1.4 Классические модели оценки роста усталостных трещин для оценки долговечности металлов при нагружении переменной амплитуды

Необходимость разработки моделей оценки долговечности материалов при нагружении переменной амплитуды вызвана трудностью адаптации моделей оценки долговечности при регулярном нагружении к переменному нагружению. Введение

одиночной растягивающей перегрузки в регулярное нагружение, как правило, вызывает кратковременный скачок скорости роста трещины и ее последующее замедление или даже остановку, что ощутимо влияет на долговечность материала или конструкции. Это явление называют эффектом перегрузки (рис. 17) [29]. Истории нагружения деталей машин можно идентифицировать как набор растягивающих и сжимающих перегрузок, влияния которых на скорость роста трещины многократно накладываются друг на друга. Подобное наложение эффектов перегрузок получило название эффекта взаимодействия амплитуд. Таким образом, учет перегрузок и их последовательности - ключ к оценке долговечности при нерегулярном эксплуатационном нагружении материалов и деталей машин.

Анализ петель усталостного гистерезиса и определение долговечности может улучшить расчет влияния перегрузок в испытаниях на гладких образцах, однако большие перспективы здесь имеют методы механики разрушения. Следует отметить, что влияние перегрузок на каждом участке КДУР различно. Так, на участке околопороговых скоростей роста аналогичные малые перегрузки ($K_{ol}/K_{max} \leq 1.5$) могут вызывать падение скорости роста на порядок, в режиме Пэриса – в 1.5-2 раза, а в верхней части КДУР не окажут влияния. А большие перегрузки на околопороговом участке могут вести к росту трещины только в течение самих перегрузок, в режиме Пэриса – остановят трещину, а на участке устойчивого отрыва – ускорят разрушение.

Большинство моделей прогнозирования усталостной долговечности описывают эффект растягивающей перегрузки в режиме Пэриса (рис. 17а), выражающийся в виде мгновенного увеличения скорости роста трещины на цикле перегрузки и дальнейшего падения скорости роста в течение последующих циклов. Однако, после некоторого числа циклов N_{ret} скорость роста трещины становится равной скорости роста при регулярном нагружении, что знаменует собой окончание эффекта перегрузки. На рис. 17в-д показана зависимость уровня перегрузки $R_{ol} =$

K_{ol}/K_{max} от размаха КИН ΔK_{bl} и асимметрии блока нагружения постоянной амплитуды R_{bl} . [56]

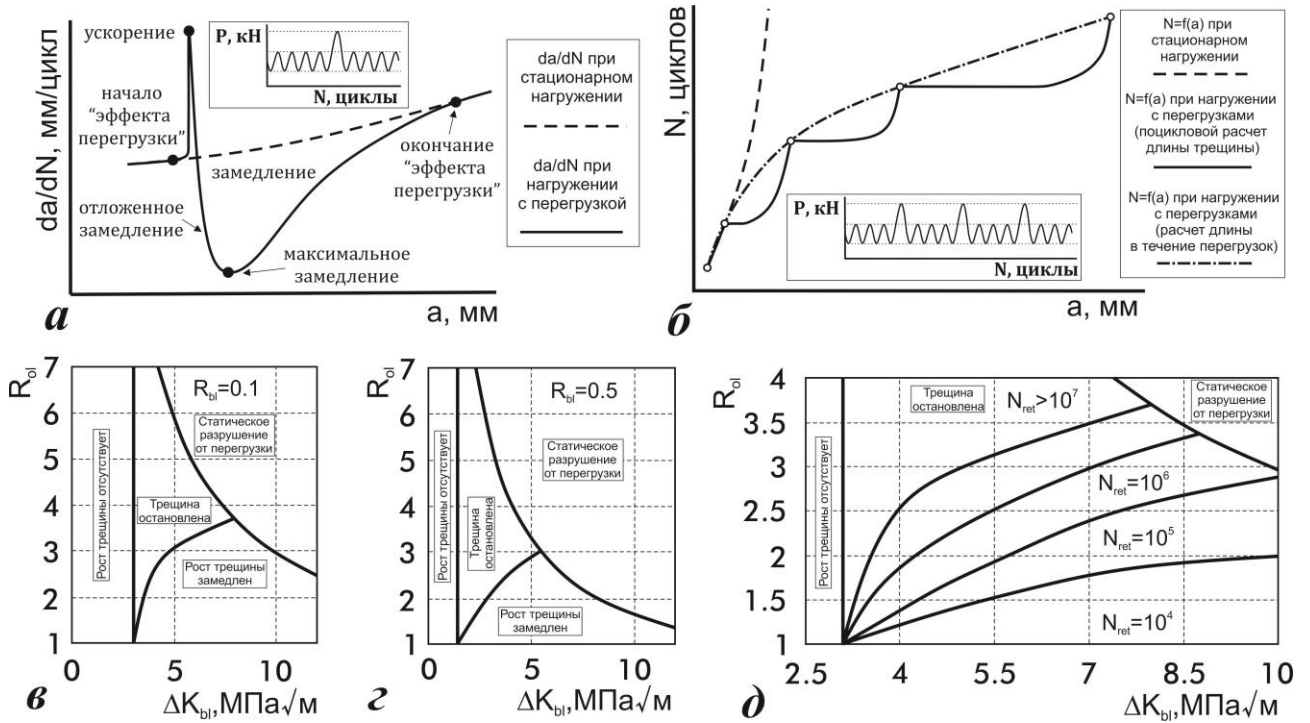


Рис. 17 - Эффект перегрузки при одиночной и периодической перегрузках (а), (б) и влияние уровня перегрузки на рост трещины в режиме Пэриса (в)-(д) в алюминиевом сплаве [29, 56]

1.4.1 Модель закрытия трещины Элбера

В конце 1960 гг. при испытаниях образцов с центральной трещиной Элбер обнаружил, что усталостная трещина на полцикле разгрузки закрылась до момента, как напряжение растяжения стало нулевым (рис. 18) [57]. Это явление получило название закрытия трещины, вызванного пластичностью, и дало начало моделям закрытия трещины. Конечно-элементные расчеты подтвердили существование этого явления [58]. Были выделены монотонная пластическая зона, характеризующаяся течением в возрастающем полцикле нагружения, и циклическая пластическая зона,

описывающая знакопеременную пластичность. Монотонная пластическая зона при плоском деформированном состоянии характеризуется радиусом:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_y} \right)^2, \quad (1)$$

где K_{\max} – максимальный КИН цикла;

σ_y – предел текучести.

Для знакопеременной пластичности необходимо приращение напряжения не менее удвоенного предела текучести $2 \cdot \sigma_y$, поэтому радиус циклической пластической зоны может быть определен по формуле [29]:

$$r_{\text{сис}} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{\max}}{2\sigma_y} \right)^2, \quad (2)$$

Для расчета долговечности Элбер использовал коррекцию размахов напряжений и КИН ΔS и ΔK . Он ввел такое напряжение открытия S_{op} (рис. 19а), что при $S \geq S_{op}$ трещина полностью открыта и происходит нормальный рост трещины, а при $S < S_{op}$ трещина закрыта и напряжения не влияют на ее рост. Это позволило ввести понятие эффективных размахов напряжений ΔS_{eff} и КИН ΔK_{eff} :

$$\Delta S_{eff} = S_{\max} - S_{op}, \quad (3)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{\max} - K_{op}. \quad (4)$$

Также для описания закрытия трещины был предложен параметр [57]:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{\Delta S_{eff}}{\Delta S}. \quad (5)$$

На основании испытаний с регулярным нагружением с асимметрией $0.1 \leq R \leq 0.7$ на алюминиевом сплаве 2024-Т3 Элбер предложил формулу [57]:

$$U = 0.5 + 0.4R, \quad (6)$$

и, следовательно, справедливо:

$$\frac{S_{op}}{S_{\max}} = 0.5 + 0.1R + 0.4R^2. \quad (7)$$

Схайве уточнил формулу Элбера для асимметрии $-1 \leq R \leq 0.54$ [29]:

$$U = 0.55 + 0.33R + 0.12R^2, \quad (8)$$

и, следовательно, справедливо:

$$\frac{S_{op}}{S_{max}} = 0.45 + 0.22R + 0.21R^2 + 0.12R^3. \quad (9)$$

На рис. 20а представлена блок-схема алгоритма модели закрытия трещины для расчета долговечности нагружений переменной амплитуды, использующая для расчета скорости роста трещины уравнение Пэриса. Модель закрытия трещины по уравнению Формэна-Метту приведена на рис. 20б. В обеих модификациях модели при асимметрии цикла истории нагружения $R > 0.54$ используется выражение Элбера (6), а при $R \leq 0.54$ применяется уравнение Схайве (8). Алгоритм модели закрытия по уравнению Пэриса заимствован из источника [29], а по уравнению Формэна-Метту, более подходящему целям настоящей работы, разработан автором и освещен в статье [60].

Таким образом, скорость роста трещины по уравнениям Пэриса и Формэна-Метту можно вычислить по соответствующим формулам [37, 65]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = C \cdot (\Delta K_i \cdot U)^m, \quad (10)$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = C \cdot (\Delta K_i \cdot U)^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_i \cdot U}\right)^p}{\left(1 - \frac{(K_{max})_i}{K_c}\right)^q}, \quad (11)$$

где ΔK_i – размах КИН на i цикле.

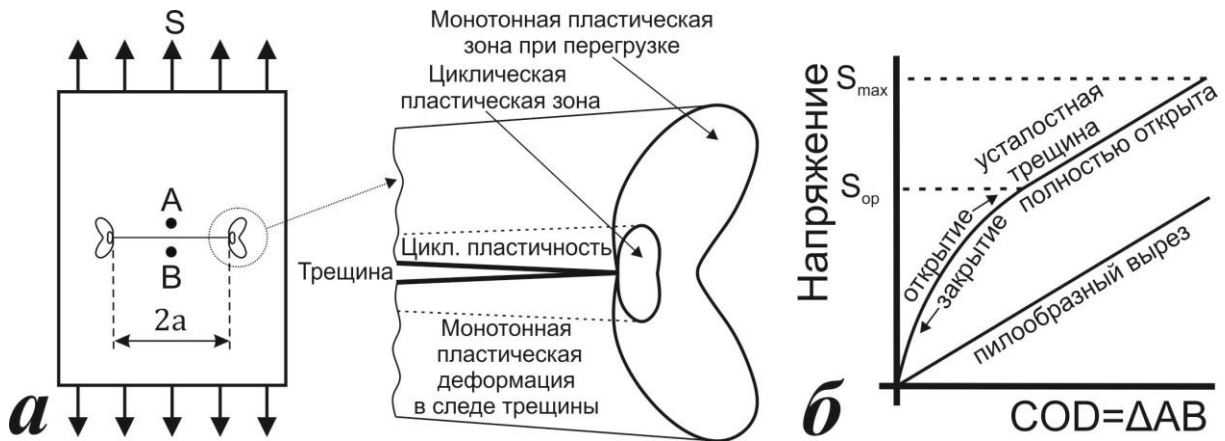


Рис. 18 - Закрытие трещины и пластические зоны у вершины трещины [29]

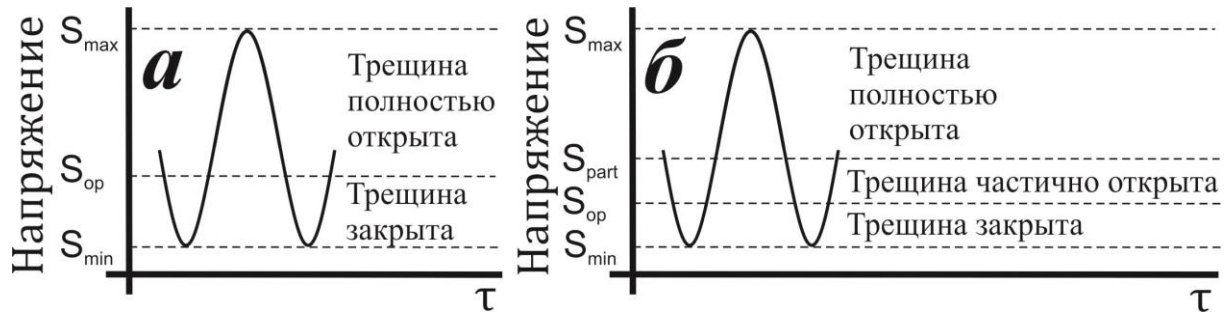


Рис. 19 - Модель закрытия трещины Элбера (а) и модель, учитывающая неполное закрытие трещины (б) [57]

Таким образом, для нагружения, состоящего из m повторений истории нагружения по n циклов, можно определить долговечность можно по следующей формуле:

$$N_f = \frac{a_f - a_0}{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \left(\frac{da}{dN} \right)_i}, \quad (12)$$

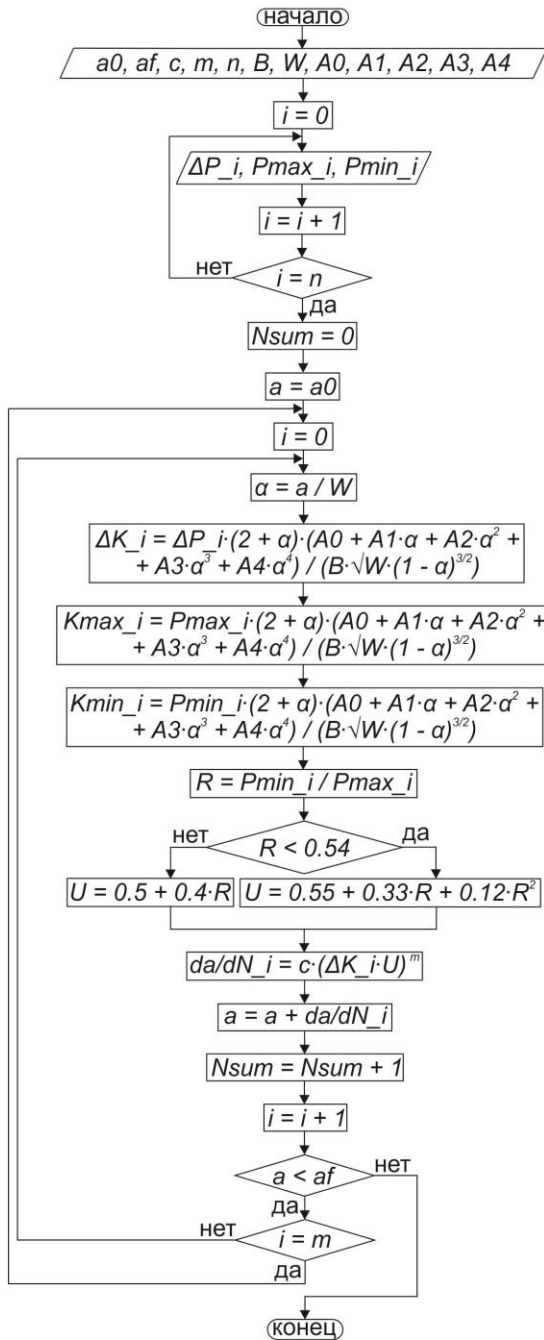
где n – число циклов в истории нагружения;

m – число повторений истории нагружения;

a_0 – начальная длина трещины;

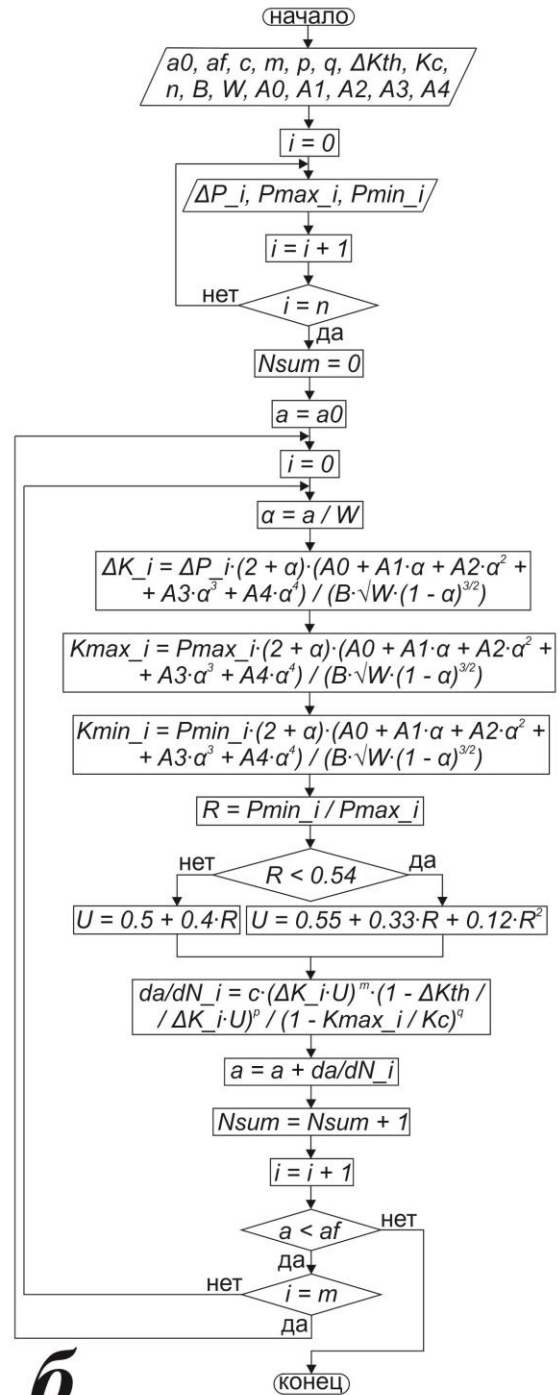
a_f – конечная длина трещины.

Модель закрытия трещины по уравнению Пэриса



а

Модель закрытия трещины по уравнению Формэна-Метту



б

Рис. 20 – Блок-схемы алгоритмов модели закрытия трещины по уравнению Пэриса (а) и модифицированному уравнению Формэна-Метту (б), учитывающие параметр закрытия по формулам Элбера и Схайве

1.4.2 Статистическая модель Барсома

Нашли свое применение статистические модели роста трещины, например, модель Барсома. Для учета переменного характера амплитуд модель предлагает использовать среднеквадратический размах КИН ΔK_{rms} , осредняющий амплитуды КИН на некотором заданном интервале [1]:

$$(\Delta K_{rms})_j = \sqrt{\sum_{i=1}^{\Delta N_j} \frac{\Delta K_{ij}^2}{\Delta N_j}}, \quad (13)$$

где $(\Delta K_{rms})_j$ – среднеквадратический размах КИН на j интервале;

ΔK_{ij} – размах КИН на i цикле j интервала осреднения;

ΔN_j – число циклов в интервале осреднения j .

На рис. 21а представлена блок-схема алгоритма модели Барсома для расчета долговечности нагружений переменной амплитуды, использующая для расчета скорости роста трещины уравнение Пэриса, в котором осреднение происходит на каждом повторении истории нагружения, состоящей из $\Delta N_j = n$ циклов. Блок-схема алгоритма модели Барсома по уравнению Формэна-Метту приведена на рис. 21б. Алгоритм модели Барсома по уравнению Пэриса заимствован из источника [1], а по уравнению Формэна-Метту, более подходящему целям настоящей работы, разработан автором и освещен в статье [60].

Уравнение Формэна-Метту требует расчета максимальных КИН циклов истории нагружения, поэтому предлагается использовать среднеквадратический максимальный КИН K_{max_rms} , осредняющий амплитуды КИН на интервале по аналогии со среднеквадратическим размахом КИН ΔK_{rms} :

$$(K_{max_rms})_j = \sqrt{\sum_{i=1}^{\Delta N_j} \frac{K_{max_ij}^2}{\Delta N_j}}, \quad (14)$$

где $(K_{max_rms})_j$ – среднеквадратический размах КИН на j интервале;

K_{max_ij} – максимальный КИН на i цикле j интервала осреднения.

Таким образом, скорость роста трещины на интервале j по уравнениям Пэриса и Формэна-Метту определяются по формулам соответственно [37, 65]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_j = C \cdot (\Delta K_{rms})_j^m, \quad (15)$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_j = C \cdot (\Delta K_{rms})_j^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{(\Delta K_{rms})_j}\right)^p}{\left(1 - \frac{(K_{max_rms})_j}{K_c}\right)^q}, \quad (16)$$

где $(\Delta K_{max_rms})_j$ – среднеквадратический размах КИН на j интервале.

Таким образом, определить долговечность можно по следующей формуле:

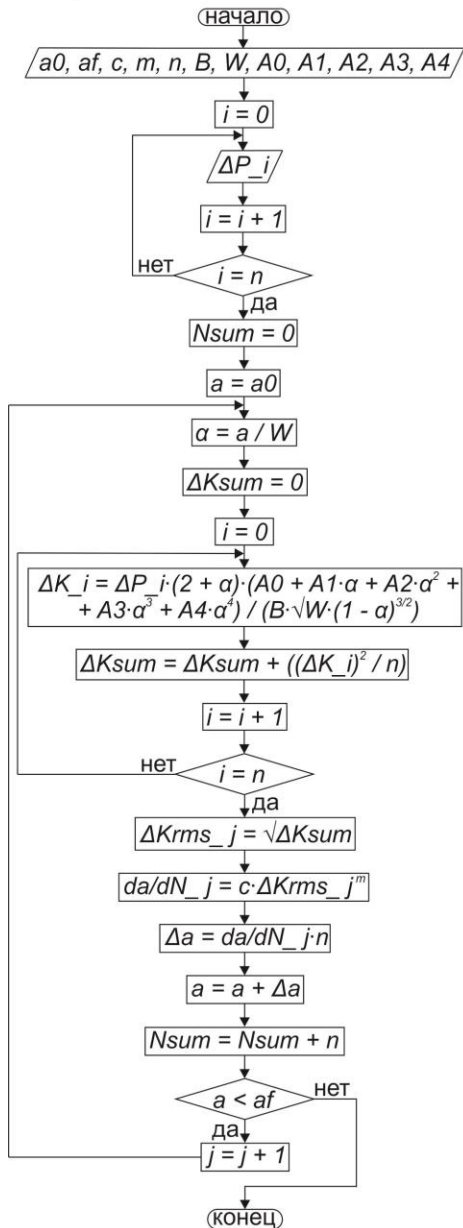
$$N_f = \frac{a_f - a_0}{\sum_{j=0} \left(\frac{da}{dN}\right)_j}, \quad (17)$$

где a_0 – начальная длина трещины;

a_f – конечная длина трещины.

Модель Барсома рекомендуют применять для прогнозирования долговечности коротких спектров с очень малыми перегрузками и асимметрией цикла $R > 0$ и спектров одномодальных распределений [59].

Модель Барсома по уравнению Пэриса

**а**

Модель Барсома по уравнению Формэна-Метту

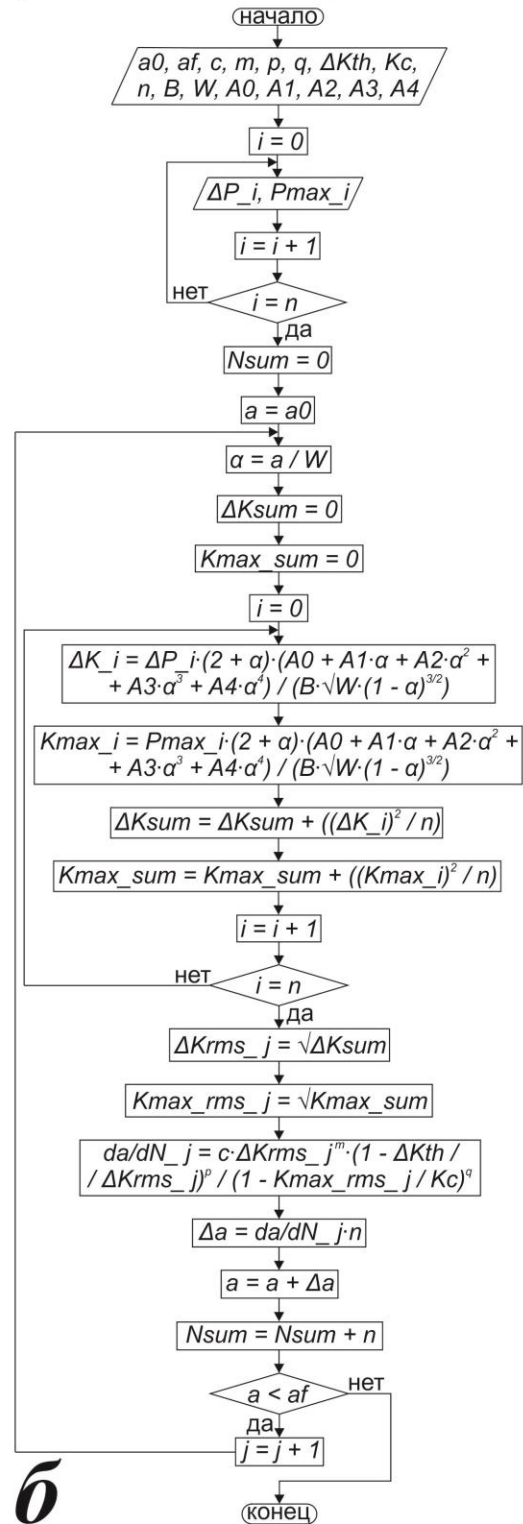
**б**

Рис. 21 – Блок-схемы алгоритмов модели Барсома расчета долговечности по уравнениям Пэриса (а) и модифицированному уравнению Формэна-Метту (б)

1.4.3 Модель пластичности около вершины трещины Уилера

В 1970 гг. Уилер, желая использовать результаты испытаний с регулярным нагружением для описания эффекта перегрузки, предложил модель пластичности около вершины (рис. 22) [61]. Подобные модели постулируют, что скорость роста трещины при переменном нагружении связана со взаимодействием пластических зон вблизи кончика трещины. Замедление скорости обусловлено коэффициентом замедления [61]:

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot \left(\frac{da}{dN} \right)_{CA}, \quad (18)$$

где $(da/dN)_{CA}$ – скорость роста при нагружении постоянной амплитуды.

Коэффициент замедления выражается формулой [61]:

$$C_p = \left(\frac{r_{p_i}}{a_p - a_i} \right)^p, \quad (19)$$

где r_{p_i} – циклическая пластическая зона после i -го цикла;

a_p – сумма длины трещины при перегрузке и размера монотонной пластической зоны перегрузки;

a_i – длина трещины на i -м цикле;

p – аппроксимирующий коэффициент.

Выражение (19) применимо к испытаниям с поцикловой записью длины трещины, но для испытаний, в которых оценка длины трещины происходит лишь на некоторых циклах, необходима другая формула. Пусть имеются записи длин трещин a_0 и a_n , причем a_0 – длина трещины при перегрузке, тогда для расчета средней скорости роста на интервале $[a_0; a_n]$ целесообразно определить среднее значение коэффициента замедления. Согласно теореме Лагранжа о среднем значении справедливо выражение [62]:

$$\frac{f(b) - f(a)}{b - a} = f'(c), \quad (20)$$

где $f(b)$ и $f(a)$ – значения функции f в точках a и b ;

b и a – конечные точки интервала $[a; b]$, на котором функция f непрерывна и интервала $(a; b)$, на котором функция f дифференцируема;

$f'(c)$ – значение производной функции f по x в некоторой точке $c \in [a; b]$.

Вследствие этого под средним значением функции $f(x)$ на интервале $[a; b]$ понимают величину [62]:

$$\bar{f} = \frac{\int_a^b f(x) dx}{b-a}. \quad (21)$$

Применительно к задаче осреднения коэффициента замедления предлагается принять формулу, получаемую в результате интегрирования выражения (19), пренебрегая изменением радиуса пластической зоны за блок нагружения постоянной амплитуды:

$$C_{pi} = \frac{r_{\text{cyc } 0} \cdot \left(\left(\frac{r_{\text{cyc } 0}}{a_p - a_n} \right)^{p_s - 1} - \left(\frac{r_{\text{cyc } 0}}{a_p - a_0} \right)^{p_s - 1} \right)}{(p_s - 1) \cdot (a_n - a_0)}, \quad (22)$$

где a_0 и a_n – начальная и конечная длины трещины интервала;

$r_{\text{cyc } 0}$ – радиус циклической пластической зоны при длине трещины a_0 .

Таким образом, в испытаниях с перегрузками, при которых проводится оценка длины трещины, долговечность может быть найдена по формуле:

$$\begin{cases} N_f = \sum_{i=0} \frac{\Delta a_i}{C_{pi} \cdot \left(\frac{da}{dN} \right)_{CALi}}; \\ a_f - a_0 = \sum_{i=0} \Delta a_i. \end{cases} \quad (23)$$

Алгоритм модели Уилера по уравнению Формэна-Метту, более подходящему целям настоящей работы, разработан автором и освещен в статье [60].

Среди недостатков модели Уилера можно выделить следующие: 1) необходимость задания аппроксимирующего коэффициента; 2) необходимость проведения испытания с регулярным нагружением; 3) влияние сжимающих

перегрузок, например, отложенное замедление и ускорение роста не учтено; 4) закрытие трещины не учтено.

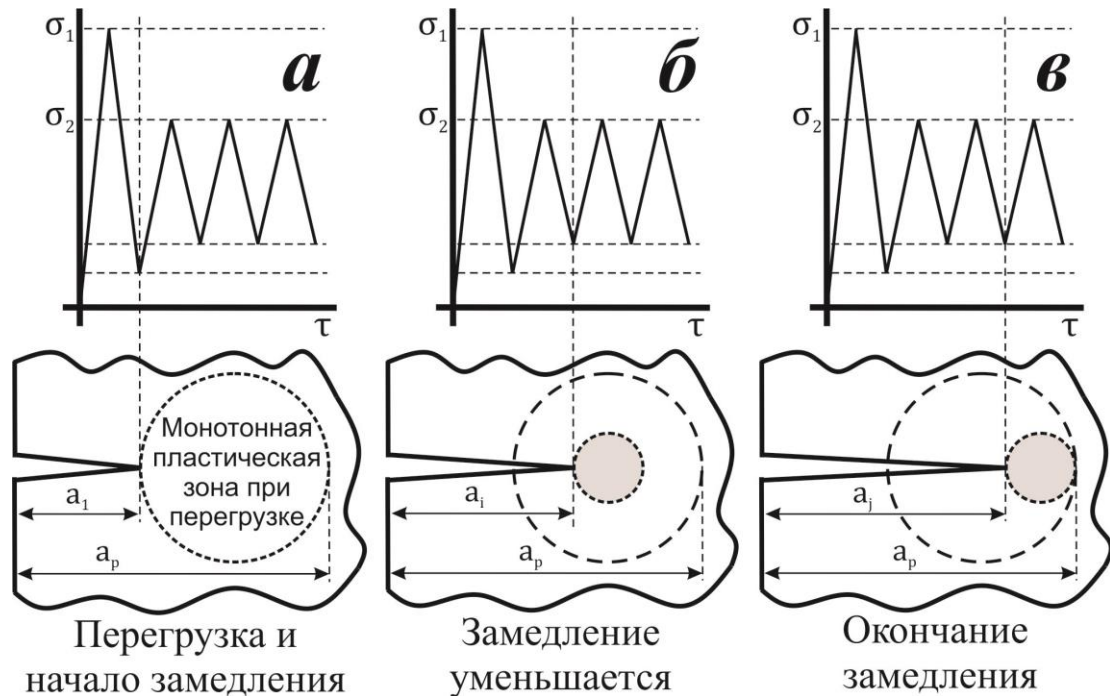


Рис. 22 - Рост трещины после перегрузки в модели Уилера [61]

1.4.4 Модель пластичности около вершины трещины Уилленборга

В 1971 г. Уилленборг, основываясь на результатах испытаний в лаборатории аэродинамики базы ВВС США “Wright-Patterson” и критикуя модель Уилера, создал иную модель пластичности около вершины трещины [63]. Уилленборг предложил коррекцию размаха КИН вместо скорости роста трещины. Рассмотрим последовательность, включающую одиночную перегрузку и блок циклов малой амплитуды.

Радиус монотонной пластической зоны, вызванной перегрузкой, при плоском деформированном состоянии [63]:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{ol}}{\sigma_y} \right)^2, \quad (24)$$

где K_{ol} – наибольший КИН перегрузки;

σ_y – предел текучести.

Радиус пластической зоны, граница которой коснется пластической зоны перегрузки на цикле i , может быть определена по формуле [63]:

$$r_{req} = r_p - a_i, \quad (25)$$

где r_{req} – радиус пластической зоны, граница которого коснется пластической зоны перегрузки на цикле i ,

a_i – длина трещины на цикле i .

Модель постулирует, что сжимающее напряжение от упругого окружения перегрузки является разницей между максимальным напряжением цикла $(\sigma_{max})_i$ и соответствующим требуемым напряжением σ_{req} :

$$(\sigma_{comp})_i = (\sigma_{req})_i - (\sigma_{max})_i. \quad (26)$$

где σ_{comp} – сжимающее напряжение от упругого окружения перегрузки;

σ_{req} – напряжение, необходимое, чтобы развить пластическую зону радиусом r_{req} .

Тогда эффективные максимальное и минимальное напряжения, сниженные сжимающим напряжением, могут быть найдены соответственно [63]:

$$(\sigma_{max})_{eff\ i} = (\sigma_{max})_i - (\sigma_{comp})_i, \quad (27)$$

$$(\sigma_{min})_{eff\ i} = (\sigma_{min})_i - (\sigma_{comp})_i. \quad (28)$$

Коррекция напряжений по эффективности не влияет на эффективный размах напряжений:

$$(\Delta\sigma_{eff})_i = (\sigma_{max})_{eff\ i} - (\sigma_{min})_{eff\ i} = (\sigma_{max})_i - (\sigma_{min})_i. \quad (29)$$

Вместо размаха КИН ΔK нагружение характеризуется эффективным размахом КИН ΔK_{eff} , а вместо асимметрии цикла R – эффективной асимметрией цикла R_{eff} , формулы которых даны ниже:

$$\Delta K_{eff} = (K_{max})_{eff} - (K_{min})_{eff}, \quad (30)$$

$$R_{eff} = \frac{(K_{min})_{eff}}{(K_{max})_{eff}}, \quad (31)$$

где $(K_{max})_{eff} = f((\sigma_{max})_{eff}, a)$ и $(K_{min})_{eff} = f((\sigma_{min})_{eff}, a)$ – эффективные наибольший и наименьший КИН цикла соответственно. Эффективная асимметрия цикла отлична R_{eff} от обычной асимметрии цикла R :

$$R_{eff\ i} = \frac{(K_{min})_i - (K_{comp})_i}{(K_{max})_i - (K_{comp})_i}, \quad (32)$$

Для определения скорости роста трещины в модели Уилленборг использовал формулу Формэна [63]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot \Delta K_{eff}^m}{(1 - R_{eff})(K_c - (K_{max})_{eff})}. \quad (33)$$

Модель была проверена ее автором на высокопрочной стали D6AC, алюминиевом сплаве 7075-T6 и титановом сплаве 6Al-4V при тех же нагружениях, что использовал Уилер [63]. Достоверность модели была подтверждена на участке Пэриса при $K_{ol}/K_{max} \geq 2$ [64]. Модель Уилленборга обладает теми же недостатками, что и модель Уилера, но не требует проведения испытания с регулярным нагружением. Приведенная модификация модели рекомендуется при малой продолжительности блока базового нагружения между перегрузками.

1.5 Выводы главы 1

Итак, на основании материала главы 1 можно заключить выводы:

1. В современной инженерной практике для характеристики этапов роста макротрещин могут использоваться кривая усталости (Вёлера) и КДУР. Большим удобством для расчета долговечности металла с макротрещинами обладает КДУР. Однако, эта кривая подвержена влиянию многих факторов, среди которых отдельно стоит отметить влияние окружающей среды и напряженно-деформированного состояния около вершины трещины.

2. Среди существующих классов моделей расчета усталостной долговечности – моделей закрытия трещины, статистических и пластичности около вершины трещины, первый класс имеет большее распространение. Однако, только модели

учета пластичности около вершины трещины способны учесть влияние последовательности нагрузок на долговечность материала. Большинство моделей расчета усталостной долговечности сформулировано для режима Пэриса и экстраполировано на соседние участки КДУР, однако, упуская из вида различие физических процессов, происходящих на этих участках, они могут приводить к недостоверным прогнозам.

3. В последние годы проблема водородного охрупчивания металлов, приводящего, в том числе, к снижению трещиностойкости металлов и ускоряющего распространение трещин, является горячо обсуждаемой. Эксперименты показывают возможность существования взаимосвязи между уровнем нагружения и степенью охрупчивания металла вблизи трещины, а значит и проникновения частиц среды в материал. Ввиду отсутствия эффективной и доступной экспериментальной методики выявления количественного влияния интенсивности диффузии водорода в металл на скорость роста усталостной трещины исследователи не спешат формулировать модели роста трещин и уравнения КДУР, включающие интенсивность диффузии или количество адсорбированных частиц среды.

2 МАТЕРИАЛЫ, ОБРАЗЦЫ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1 Материалы и образцы для испытаний на распространение трещин

Для проведения испытаний была выбрана I мода деформаций, представляющая собой трещину отрыва, при которой точки поверхности трещины смещаются в направлении, перпендикулярном поверхности трещины, а нагрузка симметрична относительно линии трещины [66]. Этот выбор обусловлен соображениями: 1) на околопороговом участке роста трещин характерно разрушение по I моде; 2) большее распространение имеют испытательные машины, вызывающие I моду деформации, а не II или III, поэтому испытания по I моде проще повторить.

В качестве материала было решено использовать алюминиевый сплав AA 2024-T3 (маркировка Aluminum Association, США), хорошо зарекомендовавший себя в механике разрушения. Алюминий 2024-T3 – дуралюминий системы легирования Al-Cu-Mg, термоупрочняемый сплав нормальной прочности, встречающийся в аэрокосмической технике [67]. Состояние T3 означает термическую обработку в виде закалки с последующей холодной деформацией. Наиболее близким по механическим свойствам отечественным аналогом 2024 считают Д16. [68]

Кроме того, завод по производству автомобильных компонентов компании Cosmo предоставил сталь, применяемую для изготовления подрамников передней подвески автомобилей Ford Fiesta и Fusion [69]. Марка этой стали неизвестна, однако химические и механические свойства были экспериментально определены. Учитывая установленные свойства и назначение сплава, найден отечественный аналог – сталь 9Г2. Эта сталь является конструкционной низколегированной сталью для сварных конструкций. Ряд свойств перечисленных материалов занесен в табл. 10 и табл. 12. [68, 70, 71]

Материал для испытаний представлял собой листы толщиной 5 мм, что не позволило их использовать для создания стандартных С(Т) образцов, поэтому было решено изготовить образцы иной геометрии (рис. 23). Следующие геометрические параметры образца отличают его от стандартного: 1) толщина образца B составляет 5 мм вместо стандартной толщины 12.5 мм; 2) диаметр отверстий составляет 6 мм вместо стандартного диаметра 12.5 мм. Тем не менее, толщина образца входит в рекомендованный стандартом диапазон $W/20 \leq B \leq W/4$, где W – ширина образца [72]. Изменение геометрии вызвало необходимость определения коэффициентов податливости для корректного определения длины трещины методом податливости в течение испытаний. Сравнение визуально различимой длины трещины и расчетной при стандартных коэффициентах в процессе регулярных нагружений испытуемого образца позволило определить коэффициенты податливости для последнего аппроксимацией методом наименьших квадратов 6-го порядка. Стандартные и предлагаемые коэффициенты податливости приведены в табл. 11. [73]

В большинстве испытуемых образцов имела место ориентация трещины L-T, при которой направление проката перпендикулярно направлению роста трещины, однако в исключительных случаях использовались и образцы T-L, в которых направление проката совпадает с направлением роста трещины.

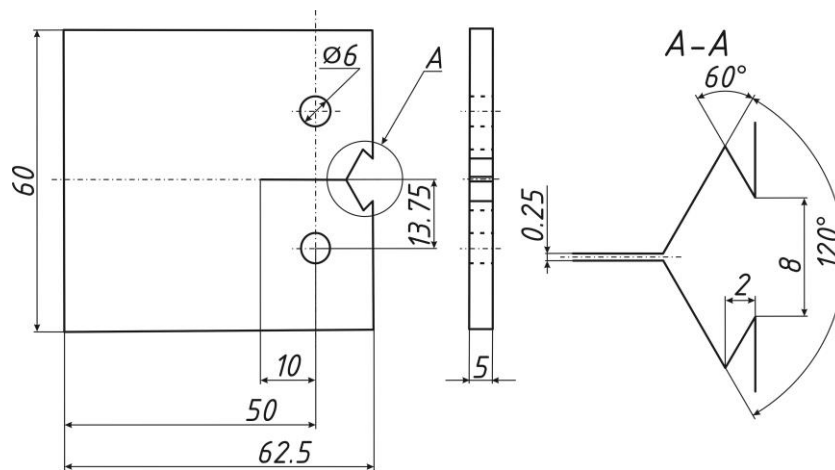


Рис. 23 - Геометрия образца для испытаний [72]

2.2 Испытательное оборудование и программы автоматической обработки экспериментальных данных

Эксперименты проводились в лабораториях испытания материалов ViSS (г. Бангалор, Индия) и кафедры “Сопротивление материалов” ВолгГТУ. Целям исследований наиболее соответствовала сервогидравлическая машина Makron 25 kN (рис. 24а), ряд технических характеристик которой указан в табл. 13 [74]. Использование нестандартных образцов вызвало необходимость разработки хомутовых захватов (рис. 24б). К их конструкции предъявлялись требования: 1) обеспечить жесткое крепление образца в захвате; 2) позволить прикладывать сжимающую нагрузку. Эти требования были учтены особенностями конструкции: 1) наличие игольчатых подшипников для фиксации образца в захвате стержнями; 2) минимальный зазор для установки образца, отсутствие зазоров между стержнями фиксации и подшипником и между ними и образцом.

Для построения кривых роста трещины и КДУР необходимо оценивать длину трещины в течение испытания. Наиболее распространенным методом для измерения длины трещины является метод податливости. Он предусматривает использование датчика открытия трещины, измеряющего расстояние между кромками образца. Измерения проводятся согласно выражению [72]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha = \frac{a}{W}; \\ \alpha = A_0 + A_1 \cdot u_x + A_2 \cdot u_x^2 + A_3 \cdot u_x^3 + A_4 \cdot u_x^4 + A_5 \cdot u_x^5; \\ u_x = \frac{1}{\sqrt{\frac{E \cdot \nu \cdot B}{P} + 1}}; \end{array} \right. \quad (34)$$

где a – длина трещины;

W – ширина образца;

$A_0, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5$ – коэффициенты податливости;

u_x – податливость образца;

E – модуль упругости;

ν – смещение между кромками образца;

B – толщина образца;

P – нагрузка.

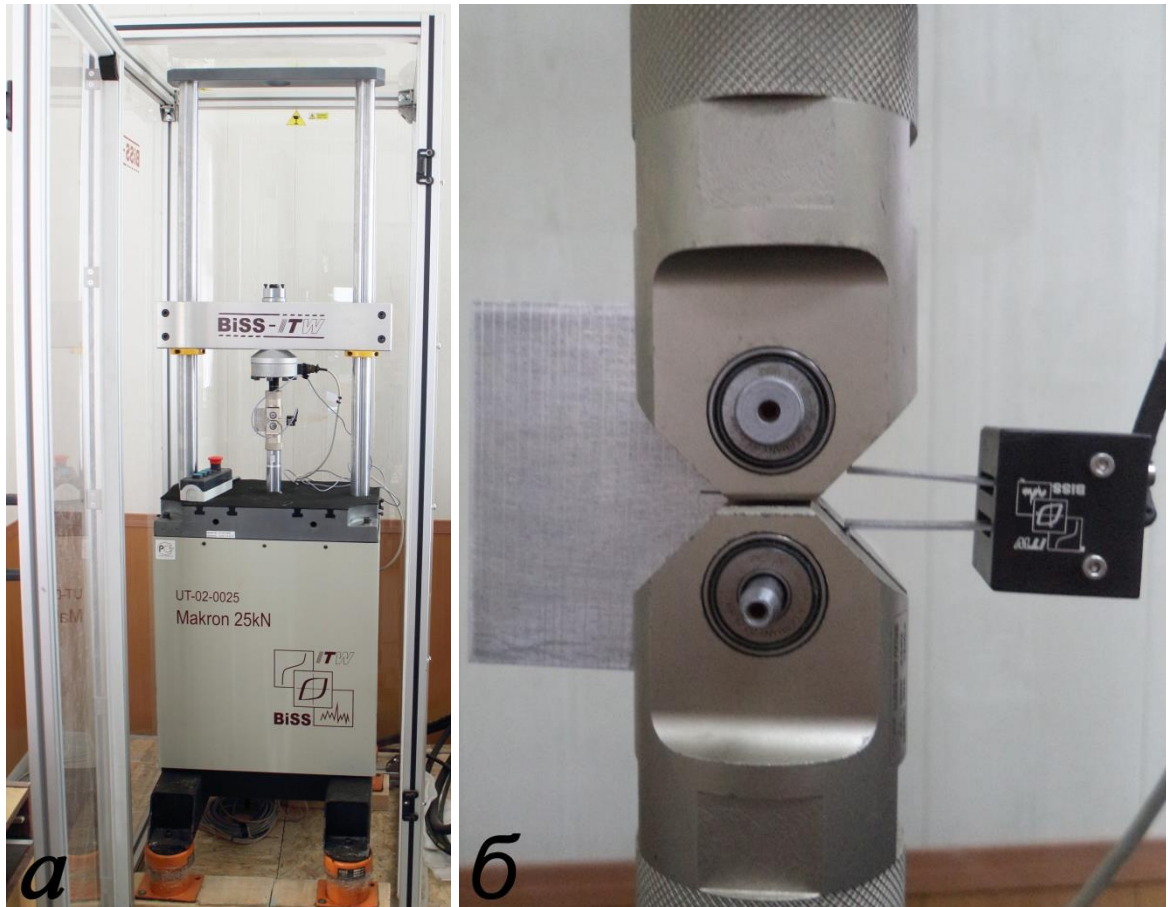


Рис. 24 - (а) Сервогидравлическая испытательная машина Makron 25 kN. (б) Хомутовые захваты с подшипниками для крепления образца.

Испытательные машины оснащены программным обеспечением, позволяющим автоматически обрабатывать результаты испытаний. Основными программами являются MTL32 (Multi Tool Language), VuPoint и TestBuilder. MTL32 обеспечивает взаимодействие между испытательной машиной, микроконтроллером и насосной станцией, позволяет пользователю производить PID-регулировку сигналов, калибровать датчики, устанавливать пределы нагружения, производить

простейшее нагружение и т.д.; однако, MTL32 не подходит для выполнения испытаний. VuPoint – программа визуализации сигналов в режиме реального времени, например, нагрузки, положение штока и прочих. TestBuilder – программа, позволяющая задавать жесткое и мягкое нагружение: монотонное, циклическое постоянной амплитуды, блочное циклическое, циклическое переменной амплитуды. TestBuilder позволяет выполнить любое нагружение, используется как в натуральных экспериментах, и для испытаний материалов, однако в силу своей универсальности не позволяет, например, ни отслеживать длину трещины, ни строить петли усталостного гистерезиса: для решения подобных задач разработаны специальные программы. Так, например, подсчет числа циклов методом падающего дождя производится программой Spectrum Cycling, а для определения вязкости разрушения и J_1 -интеграла – отдельные программы. Для испытаний на распространение трещины применяют приложение VAFCP (Variable Amplitude Fatigue Crack Propagation), позволяющее проводить нагружение: циклическое постоянной амплитуды, блочное, с перегрузками, переменной амплитуды. VAFCP оценивает длину трещины, строит кривую роста трещины и КДУР, однако в программе отсутствуют функции аппроксимации кривой и подбора коэффициентов кривой. Измерение длины трещины цикл-за-циклом в VAFCP не предусмотрено, но возможно измерять податливость образца с помощью TestBuilder, а затем рассчитать длину трещины, построить кривую роста трещин и получить КДУР.

2.3 Выбор уравнения кривой КДУР

Скорость роста трещины оценивается КДУР, которая, хотя может различаться в широких пределах даже для одного материала [41]. Наиболее распространенные уравнения, описывающие КДУР, приведены в табл. 1. Основными характеристиками КДУР являются s , m , ΔK_{th} и K_c , поэтому они должны быть учтены в уравнении кривой. Уравнения (2)-(5) табл. 1 основаны на законе Пэриса (1),

опираются на размах КИН ΔK , выражающий циклическое скольжение, и асимметрию цикла R , характеризующую влияние среднего напряжения на долговечность. Уравнения (6)-(8) демонстрируют стремление исследователей распространить модель оценки скорости роста на участки, соседние региону Пэриса, в случае присутствия в выражении ΔK_{th} – на околопороговый участок скорости роста, в случае K_c – на участок устойчивого отрыва, однако усложнение моделей привело к увеличению числа аппроксимирующих коэффициентов. Уравнения (9)-(12) уже претендуют на описание всей КДУР за счет включения обоих крайних точек кривой - ΔK_{th} и K_c . Выражения (13), (14) включают характеристики прочности σ_u и σ_y , модуль упругости E и даже текущую длину трещины a . Материалы с высокими характеристиками прочности более склонны к образованию усталостных трещин, что учитывается этими уравнениями.

Уравнение Формэна-Метту (15) включает в себя функцию открытия трещины f , определяемую конечно-элементным методом, что усиливает предсказательную способность модели при нагружении переменной амплитуды, а также эффективную асимметрию цикла R_{eff} , выражающую прорастание трещины через монотонную пластическую зону [65]. На основании уравнения Формэна-Метту было разработано иное, более простое уравнение КДУР:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}}\right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c}\right)^q}, \quad (35)$$

где ΔK_{eff} – эффективный размах КИН.

Предлагаемое уравнение не учитывает закрытия трещины и не опирается на асимметрию цикла как на величину, непосредственно влияющую на скорость роста трещины, однако более подходит в качестве шаблона для новой модели роста трещины. Оба уравнения подробно рассмотрены на рис. 25.

Выражения для кривой диаграммы усталостного роста

№	Выражение	Параметры		Источник
		нагрузки	материала	
1	$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m$	ΔK	C, m	[75]
2	$\frac{da}{dN} = C \cdot ((0.5 + 0.4 \cdot R) \cdot \Delta K)^n$	$\Delta K, R$	C, n	[76]
3	$\frac{da}{dN} = C \cdot (1 - R)^2 \cdot K_{\max}^n$	K_{\max}, R	C, n	[77]
4	$\frac{da}{dN} = C \cdot K_{\max}^n \cdot \Delta K^m$	$K_{\max}, \Delta K$	m, n	[78]
5	$\frac{da}{dN} = C \cdot (K_{\max} \cdot (1 - R)^m)^n$	K_{\max}, R	C, m, n	[79]
6	$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})$	ΔK	$C, \Delta K_{th}$	[37]
7	$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta K^m}{(1 - R) \cdot K_c - \Delta K}$	$\Delta K, R$	m, K_c	[63]
8	$\frac{da}{dN} = C \cdot \left(\frac{K_{\max}^2 - K_{\min}^2}{K_c^2} + \ln \frac{K_c^2 - K_{\max}^2}{K_c^2 - K_{\min}^2} \right)$	K_{\max}, K_{\min}	C, K_c	[39]
9	$\frac{da}{dN} = C \cdot \left(\frac{K_{\max} - \Delta K_{th}}{K_c - K_{\max}} \right)^n$	K_{\max}	$C, n, \Delta K_{th}, K_c$	[41]
10	$\frac{da}{dN} = C \cdot \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_c - K_{\max}} \right)^n$	$\Delta K, K_{\max}$	$C, n, \Delta K_{th}, K_c$	[41]
11	$\frac{da}{dN} = C \cdot \left(\frac{K_m \cdot \Delta K \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})}{K_c^2 - K_{\max}^2} \right)^n$	$\Delta K, \Delta K_m, K_{\max}$	$C, n, \Delta K_{th}, K_c$	[80]
12	$\frac{da}{dN} = C \cdot \frac{(1 - R)^{n-1} \cdot (K_{\max} - \Delta K_{th})^n}{K_c - K_{\max}}$	K_{\max}, R	$C, n, \Delta K_{th}, K_c$	[81]
13	$\frac{da}{dN} = C \cdot (1 - R) \cdot \frac{K_{\max}^2 \cdot \sqrt{a}}{\sigma_u \cdot K_c}$	K_{\max}, R	C, K_c, a, σ_u	[82]
14	$\frac{da}{dN} = \frac{C}{\sigma_y \cdot E} \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^2 \cdot \left(1 + \frac{\Delta K}{K_c - K_{\max}} \right)$	$\Delta K, K_{\max}$	$C, \Delta K_{th}, K_c, E, \sigma_y$	[31]
15	$\frac{da}{dN} = C \cdot \left(\left(\frac{1 - f}{1 - R_{eff}} \right) \Delta K \right)^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{\max}}{K_c} \right)^q}$	$\Delta K, K_{\max}, R_{eff}, f$	$C, m, p, q, \Delta K_{th}, K_c, f$	[65]

Уравнение Формэна-Метту

$$da/dN = C \cdot (\Delta K \cdot (1-f) / (1-R_{eff}))^m \cdot (1 - \Delta K_{th} / \Delta K)^p / (1 - K_{max} / K_c)^q$$

учет закрытия трещины учет асимметрии цикла
 для II участка КДУР для I участка КДУР для III участка КДУР

Предлагаемое уравнение

$$da/dN = C \cdot \Delta K_{eff}^m \cdot (1 - \Delta K_{th} / \Delta K_{eff})^p / (1 - K_{max} / K_c)^q$$

для II участка КДУР для I участка КДУР для III участка КДУР

Рис. 25 - Учет различных участков КДУР оригинальным и предлагаемым модифицированным уравнением Формэна-Метту

2.4 Анализ коммерческих программных продуктов для моделирования роста усталостных трещин

На сегодняшний день существует множество программных комплексов позволяющих моделировать повреждаемость, в том числе усталостную, и рост трещин в твердых телах. Обычно эти коммерческие продукты организованы в виде систем автоматизированного проектирования (САПР). Традиционно выделяют легкие, средние и тяжелые САПР для инженерных задач. “Тяжесть” продуктов определяется их стоимостью и функциональными возможностями. Так, к легким САПР относят программы AutoCAD, TurboCAD, старые версии Компас, которые удобны при черчении, обладают библиотеками стандартных деталей и узлов, облегчающими процесс проектирования, незначительными возможностями по 3D-моделированию и не имеют расчетных функций. Средние САПР, такие как SolidWorks, Inventor, T-Flex, WinMachine разрабатывались прежде всего для 3D-моделирования, но обладают и расчетными конечно-элементными модулями. Среди тяжелых САПР можно выделить Ansys и Abaqus, которые позволяют решать механические, тепловые, гидродинамические задачи, рассчитывать излучения и т.д. Они являются универсальными пакетами, позволяющими решать различными

численными методами задачи по усталостной долговечности и механике разрушения. [83, 84]

В Ansys моделировании роста трещин подразумевается разъединение поверхностей, которое может моделироваться методами: 1) Метод воображаемого закрытия трещины (Virtual Crack Closure Technique), используемый для оценки скорости выделения энергии при развитии трещины по заданной траектории в квазистатической постановке; 2) Метод связанной зоны (Cohesive Zone Method), представляющий неразрушенный материал в воображаемом продолжении трещины как конечные элементы, соединенные нелинейными связями, последовательно разрушаемыми при достижении экспериментально аппроксимируемого напряжения связи; 3) Модель разрушения Гурсона, используемая для пластичных пористых материалов и моделирующая зарождение, расширение и слияние пор материала через скорости зарождения и роста пор, макроскопическую пластическую деформацию, функцию доли сегрегированных частиц и включений и т.д. [85]. Хотя эти методы широко применяются в исследовательской практике, в силу своей сложности и наличия множества аппроксимирующих коэффициентов они не будут использованы далее.

NASGRO – программа расчета роста усталостных трещин и определения долговечности простых тел с трещинами при нагружении, разработанная при сотрудничестве NASA и Lockheed Martin такими экспертами в области усталости и разрушения, как Формэнгом, Шивакумаром, Метту, де Конингом и другими. Функциональность программы достаточно широка, однако в настоящей работе рассмотрена ее возможность прогнозировать усталостный срок службы $S(T)$ образца при нагружении переменной амплитуды. В NASGRO внедрено несколько моделей расчета усталостной долговечности (модели закрытия трещины и учета пластичности вблизи трещины), однако наиболее прозрачны и признаваемы разработчиками как наиболее эффективные – модификации модели Уилленборга. [86]

FASTRAN – программа расчета усталостной долговечности некоторых стандартных образцов, разработанная при сотрудничестве Fatigue and Fracture Associates и Southwest Research Institute, во многом на основании работ Ньюэна. Программа использует только модель закрытия трещины, опирающуюся на аппроксимирующую функцию открытия трещины. Код FASTRAN многократно менялся от версии к версии, как незначительно, так и полностью, однако, в настоящей работе использована последняя версия программы. [87]

2.4.1 Обобщенная модель Уилленборга в NASGRO

Модели Уилленборга обладает наиболее прозрачным алгоритмов среди прочих моделей, реализованных в NASGRO. Ниже приведено соответствующее описание методики расчета. Скорость роста усталостной трещины может быть определено по формуле Формэна-Метту [65]:

$$\frac{da}{dN} = C \left(\left(\frac{1-f}{1-R_{eff}} \right) \Delta K \right)^m \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q}, \quad (36)$$

где f – функция закрытия трещины Ньюэна;

R_{eff} – эффективная асимметрия цикла;

ΔK_{th} – пороговый размах КИН;

p, q – коэффициенты аппроксимации;

K_{max} – максимальный КИН текущего цикла;

K_c – вязкость разрушения.

Функция закрытия трещины f при асимметрии цикла $R \geq 0$ определяется:

$$\begin{cases} f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = \max(R_{eff}; A_0 + A_1 \cdot R_{eff} + (2 - 3A_0 - 2A_1) \cdot R_{eff}^2 + (2A_0 + A_1 - 1) \cdot R_{eff}^3); \\ A_0 = (0.825 - 0.34 \cdot \beta + 0.05 \cdot \beta^2) \cdot \left(\cos \left(\frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_y} \right) \right)^{\frac{1}{\beta}}; \\ A_1 = (0.415 - 0.071 \cdot \beta) \cdot \frac{S_{max}}{\sigma_y}; \end{cases} \quad (37)$$

где K_{op} – КИН закрытия трещины;

β – показатель напряженно-деформированного состояния;

S_{max} – максимальное приложенное напряжение;

σ_y – предел текучести.

Эффективная асимметрия цикла R_{eff} определяется по формуле, отличной от выражения в модели Уилера [65]:

$$R_{eff} = \frac{K_{min} - K_R}{K_{max} - K_R}, \quad (38)$$

где K_R – остаточный КИН, определяемый по формуле [65]:

$$K_R = \varphi \cdot K_{ol} \cdot \sqrt{1 - \frac{\Delta a}{Z_{ol}}} - K_{max}, \quad (39)$$

где φ – характерный коэффициент обобщенной модели Уилленборга;

K_{ol} – КИН перегрузки;

Δa – приращение трещины между текущим циклом и циклом перегрузки.

Характерный коэффициент определяется по формуле:

$$\varphi = \frac{1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}}{R_{so} - 1}, \quad (40)$$

где R_{so} – аппроксимирующий коэффициент ($1 \leq R_{so} \leq 4$), по умолчанию принимающий значение K_{ol}/K_{max} . Если в нагружении встречаются перегрузки с уровнем выше R_{so} , то они приводят к остановке роста трещины. Варьирование коэффициента позволяет добиться различия в долговечностях испытаний с различной последовательностью перегрузок. Для испытаний, перегрузочный блок

которых оканчивается на полцикл перегрузки рекомендуется минимальное R_{so} , для оканчивающихся недогрузкой – максимальное.

Формула, характеризующая размер пластической зоны выглядит так:

$$Z_{ol} = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_{max}}{a_g \cdot \sigma_y} \right)^2, \quad (41)$$

где a_g – коэффициент аппроксимации размера пластической зоны перегрузки.

Этот коэффициент предлагается находить по формуле:

$$a_g = 1.15 + 1.4 \cdot e^{-0.95 \left(\frac{K_{max}}{\sigma_y \cdot \sqrt{B}} \right)}, \quad (42)$$

где K_{max} – наибольший КИН цикла;

σ_y – предел текучести;

B – толщина образца.

Пороговый размах КИН ΔK_{th} при асимметрии $R \geq 0$ определяется [58]:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_1 \cdot \sqrt{\frac{a}{a + a_s}} \cdot \left(\frac{(1 - R_{eff}) \cdot (1 - A_0)}{1 - f} \right)^{(1 + R_{eff} \cdot C_{th})}, \quad (43)$$

где ΔK_1 – эмпирически определенный пороговый размах КИН при $R=1$;

a_s – параметр учета роста малых трещин;

C_{th} – аппроксимирующий коэффициент.

Для расчета вязкости разрушения K_c применяют формулу, позволяющую учесть влияние толщины и напряженно-деформированного состояния [65]:

$$\begin{cases} K_c = K_{Ic} \cdot \left(1 + B_k \cdot e^{-\left(\frac{A_k \cdot B}{t_0} \right)^2} \right); \\ t_0 = 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_y} \right)^2; \end{cases} \quad (44)$$

где K_{Ic} – вязкость разрушения при плоском деформированном состоянии;

A_k, B_k – аппроксимирующие коэффициенты;

B – толщина образца.

2.4.2 Обобщенная модифицированная модель Уилленборга в NASGRO

Обобщенная модифицированная модель Уилленборга была разработана и реализована в NASGRO для учета эффекта влияния недогрузок в испытаниях с перегрузками, в частности, эффекта отложенного замедления роста трещины. Алгоритм расчета настоящей модели схож с алгоритмом обобщенной модифицированной модели Уилленборга; отличия указаны ниже.

Так, эффективный наименьший КИН цикла определяется формулой:

$$(K_{\min})_{eff} = \begin{cases} \max(K_{\min} - K_R; 0), & K_{\min} > 0; \\ K_{\min}, & K_{\min} \leq 0. \end{cases} \quad (45)$$

Кроме того, характерный коэффициент модели определяется иначе:

$$\varphi = \begin{cases} \frac{2.523 \cdot \varphi_0}{1 + 3.5 \cdot (0.25 - R_u)^{0.6}}, & R_u \geq 0.25; \\ 1, & R_u < 0.25; \end{cases} \quad (46)$$

где R_u – аппроксимирующий коэффициент, по умолчанию, K_{ul}/K_{ol} ;

K_{ul} – КИН недогрузки;

φ_0 – значение φ при $R_u=0$. Варьирование коэффициента ($0.2 \leq \varphi_0 \leq 0.8$) позволяет добиться различия в долговечностях испытаний с различной последовательностью перегрузок. Для испытаний, перегрузочный блок которых оканчивается на полцикл перегрузки рекомендуется максимальное φ_0 , для оканчивающихся недогрузкой – минимальное φ_0 .

2.4.3 Модель закрытия трещины в FASTRAN

FASTRAN использует отличное от NASGRO уравнение роста трещины:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \frac{\left(1 - \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}}\right)^p\right)}{\left(1 - \left(\frac{K_{max}}{K_c}\right)^q\right)}, \quad (47)$$

где ΔK_{eff} – эффективный размах КИН.

Для С(Т) образцов при условии малости пластической зоны применяется следующее уравнение расчета эффективного размаха КИН:

$$\Delta K_{eff} = \left(\frac{1 - \frac{K_{op}}{K_{max}}}{1 - R} \right) \cdot \Delta K, \quad (48)$$

где K_{op} – КИН открытия трещины;

K_{max} – наибольший КИН цикла;

R – асимметрия цикла.

Для определения K_c используется критерий разрушения:

$$K_c = K_{lc} \cdot \left(1 - m_p \cdot \frac{\sigma}{\sigma_u} \right); \quad (49)$$

где K_{lc} – вязкость разрушения при плоском деформированном состоянии;

m_p – аппроксимирующий коэффициент учета пластичности материала ($0 \leq m_p \leq 1$);

σ – номинальное напряжение;

σ_u – временное сопротивление.

Функция закрытия трещины f при асимметрии цикла $R \geq 0$ определяется:

$$\left\{ \begin{array}{l} f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3; \\ A_0 = (0.9453 - 0.514 \cdot \alpha + 0.1355 \cdot \alpha^2 - 0.0133 \cdot \alpha^3) \cdot \left(\cos \left(\frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \alpha \cdot \sigma_y} \right) \right)^{(0.8 \cdot \alpha - 0.1)}; \\ A_1 = (0.5719 - 0.1726 \cdot \alpha + 0.019 \cdot \alpha^2) \cdot \frac{S_{max}}{\sigma_y}; \\ A_2 = 0.975 - A_0 - A_1 - A_3; \\ A_3 = 2 \cdot A_0 + A_1 - 1; \\ S_o = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}; \end{array} \right. \quad (50)$$

где β – показатель напряженно-деформированного состояния;

S_{max} – максимальное приложенное напряжение;

σ_y – предел текучести.

2.5 Выводы по главе 2

Итак, на основании материала главы 2 можно заключить выводы:

1. В качестве материалов для испытаний были выбраны алюминиевый сплав 2024-T3 и малоуглеродистая сталь, применяющаяся в автомобилестроении. Сплав 2024-T3 считается модельным материалом в механике разрушения и удобен при фрактографическом анализе; кроме того, тенденция снижения содержания стали в несущих конструкциях ТС в пользу алюминиевых сплавов и композитных материалов подчеркивает актуальность применения этого материала. Малоуглеродистая сталь является традиционным и хорошо известным в автомобилестроении материалом, поэтому удачная демонстрация эффекта последовательности нагрузок может убедить в важности поднимаемого в настоящей работе вопроса. В качестве образцов были использованы 5 мм С(Т) образцы, применяемые в автомобилестроении.

2. Для исследования материалов были выбраны машины индийского производства ViSS, причем испытания проводились на аналогичном оборудовании в лаборатории испытания материалов ViSS (г. Бангалор, Индия), лаборатории кафедры “Сопротивление материалов” Волгоградского государственного технического университета, лаборатории испытания материалов Томского Политехнического Университета.

3. В качестве уравнения КДУР было выбрано уравнение Формэна-Метту, опирающееся на модель закрытия, причем его модификации применяются в программном обеспечении прогнозирования распространения усталостных трещин NASGRO и FASTRAN; впоследствии это уравнение было адаптировано для решения задач настоящей работы.

4. В обзоре существующих САПР для вычислительной поддержки задач механики показано, что только “тяжелые” САПР и специализированные программные продукты приспособлены для решения задач механики разрушения.

Приведено краткое описание методик, внедренных в NASGRO, FASTRAN и Ansys для расчета усталостной долговечности материалов с макротрещиной с целью дальнейшего использования этих методик в расчетах и сравнительного анализа эффективности существующих коммерческих моделей.

3 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ НАГРУЗОК НА СКОРОСТЬ РОСТА ТРЕЩИНЫ ПРИ РЕГУЛЯРНЫХ И БЛОЧНЫХ НАГРУЖЕНИЯХ С ПЕРЕГРУЗКАМИ, ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ СЛУЧАЙНОГО ХАРАКТЕРА

3.1 Фотометрический анализ закрытия трещины при различных нагружениях и уровень закрытия трещины

Открытие Элбера породило семейство моделей, пытающихся объяснить влияние асимметрии цикла, а значит, среднего напряжения, на долговечность. Однако некоторые исследования показывают, что уже при $R=0.5$ в некоторых металлах закрытие трещины незначительно [88, 89, 90]. С целью проверки этого заключения был проведен фотометрический анализ закрытия трещины при различных нагружениях.

На боковую поверхность образца спреем наносилась краска мгновенного высыхания Crayons для создания рисунка, используемого в программе корреляции изображений. Программы корреляция изображений (DIC) была разработана в Институте физики прочности материалов СО РАН (г. Томск) и используется для расчета деформаций на основании смещения точек замера. Анализируемый участок площади отстоял от различного кончика трещины при P_{max} на расстояние $\Delta a_s=0.25$ мм, а анализируемая область представляла собой квадрат со стороной $a_e=0.25$ мм (рис. 26а).

Результатом испытания с использованием программы корреляции изображений является набор точек $\{P_i; t_i; \Delta h_i\}$, где P_i – величина нагрузки, а Δh_i – осредненная по площади величина пластической составляющей вертикального смещения в момент времени t_i . Для установления зависимости между P_i и Δh_i целесообразно применять аппроксимацию методом наименьших квадратов (МНК)

линейной функцией с помощью уравнения, приведенного ниже. Пусть $x_i = \Delta h_i$ и $y_i = P_i$, тогда в линейной формулировке $y = kx + b$ [91]:

$$k = \frac{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i}{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2}, \quad (51)$$

где n – число точек.

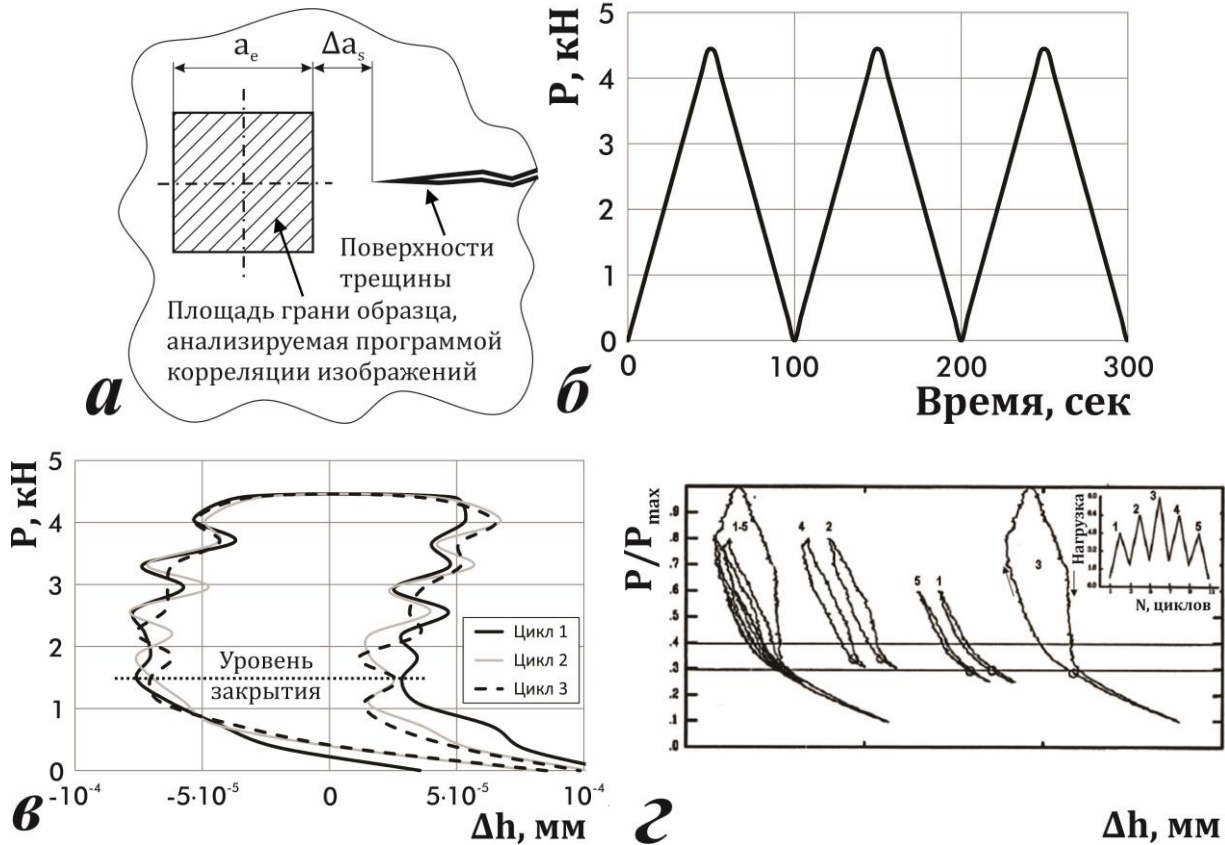


Рис. 26 - Площадь грани образца, используемая для осреднения пластической составляющей вертикального смещения вблизи вершины трещины (а); регулярный режим нагружения (б); зависимость пластической составляющей вертикального смещения вблизи трещины от величины нагрузки при регулярном отнулевом нагружении в результате фотометрического анализа (в); зависимость пластической составляющей вертикального смещения вблизи трещины от нагрузки при нерегулярном нагружении в результате анализа лазерной интерферометрии (г) [92, 93]

К образцу было приложено 2 последовательности нагружения: 1) регулярное нагружение из $N=3$ циклов с максимальной нагрузкой $P_{max}=4.5$ кН и асимметрией цикла $R=0$, следующих друг за другом (рис. 26б); 2) нагружение переменной амплитуды из $N=8$ циклов с максимальной нагрузкой $P_{max}=2$ кН, и различной асимметрией цикла $R_1=0.7, R_2=0.7, R_3=0.5, R_4=0.5, R_5=0.3, R_6=0.3, R_7=0.1$ и $R_8=0.1$ (рис. 27а).

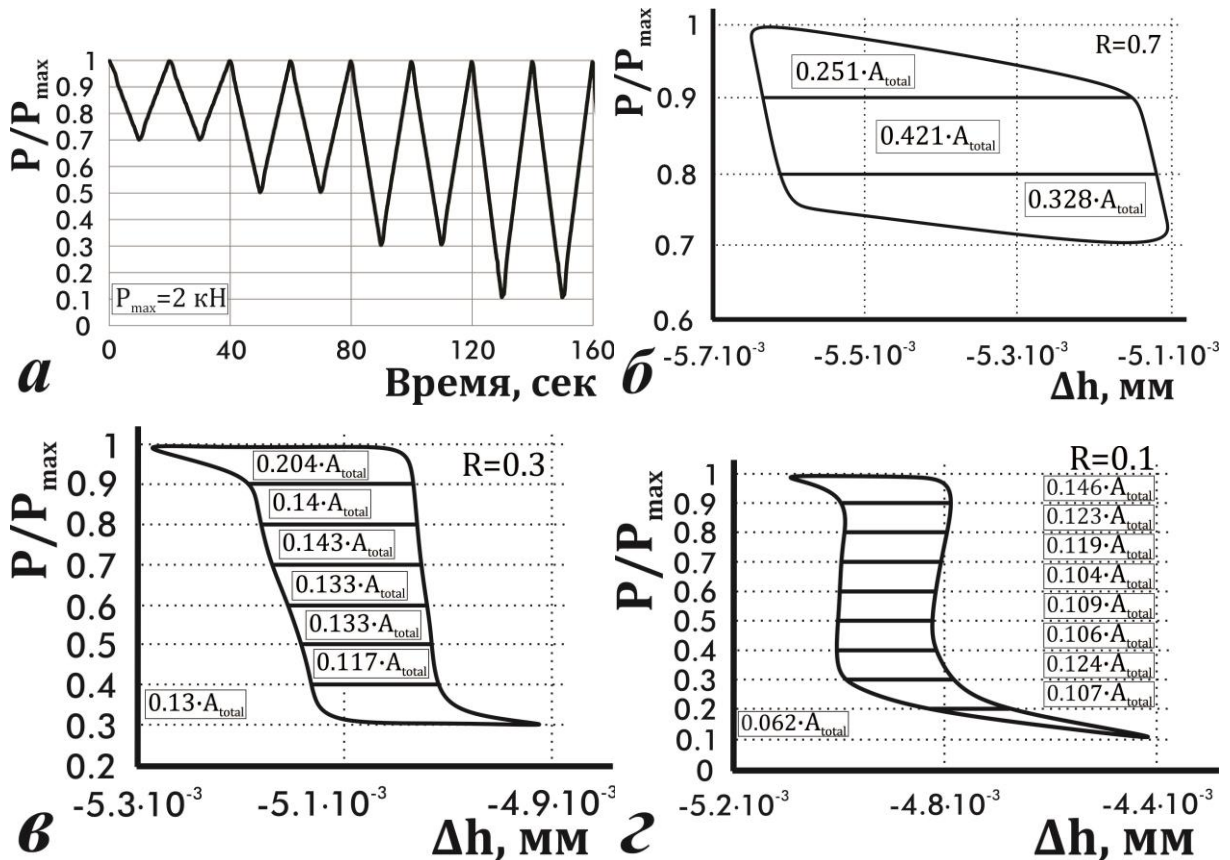


Рис. 27 - Нагружение переменной амплитуды для фотометрического анализа (а); зависимость осредненной пластической составляющей вертикального смещения вблизи трещины от величины нагрузки при нагружении переменной амплитуды на циклах различной асимметрии в результате фотометрического анализа (б)-(г)

Результат анализа (рис. 26, рис. 27) [92] нашел соответствие с аналогичными результатами лазерной интерферометрии Сундера и др. [93]. Закрытие трещины начинается, когда области кривых $P-\Delta h$, соответствующих восходящему и нисходящему полуциклам, теряют параллельный характер и начинают сходиться. По результатам фотометрического анализа для отнулевого регулярного нагружения

уровень открытия примерно равен $P_{op}/P_{max}=0.3$ (рис. 16в). Для нагружения переменной амплитуды на цикле с асимметрией $R=0.7$ закрытие не выявлено (рис. 27б), на цикле $R=0.3$ закрытие заметно ниже $P_{op}/P_{max}=0.4$ (рис. 27в), а на цикле $R=0.1$ – ниже $P_{op}/P_{max}=0.3$ (рис. 27г). Таким образом, показано, что уровень закрытия трещины может быть определен и с использованием фотометрического подхода, а влияние закрытия трещины при асимметрии цикла $R \geq 0.5$ на рост усталостной трещины невелико.

3.2 Влияние последовательностей перегрузок и недогрузок на кинетику роста усталостных трещин в алюминиевом сплаве 2024-Т3

Простейшее нагружение переменной амплитуды состоит из одиночной перегрузки и блока постоянной амплитуды. В таком испытании эффект перегрузки может проявиться, если она растягивающая ($K_{ol} > K_{max}$), но если она сжимающая ($K_{ol} < K_{max}$), то характерно незначительное снижение долговечности в сравнении с нагружением постоянной амплитуды. Среднее напряжение цикла σ_m сжимающей перегрузки ниже, чем растягивающей, поэтому с позиции метода падающего дождя последовательности с растягивающей и сжимающей перегрузкой одинаковой амплитуды не эквивалентны. Однако если рассмотреть нагружения, в которых цикл перегрузки состоит из комбинации растягивающей и сжимающей перегрузок различной последовательности, то методы подсчета числа циклов не выявят различий между ними, хотя различие в значениях долговечности может иметь место [94]. Т. к. настоящая работа исходит из предположения, что это различие в долговечности вызывается не только закрытием трещины, то во избежание этого явления целесообразно применять высокую асимметрию цикла для блока постоянной амплитуды $R \geq 0.7$ и малые перегрузки $K_{ol}/K_{max} \leq 1.5$. Как сказано ранее, большинство исследований роста макротрещин посвящено среднему и верхнему участкам кривой КДУР, поэтому прогнозы долговечности по существующим

моделям роста трещин в указанном диапазоне скоростей достаточно точны. В то же время нижний участок кривой КДУР мало исследован, отчасти из-за высоких требований к испытательному оборудованию. Кроме того, отдельные экспериментальные работы указывают на то, что вышеупомянутое различие в долговечности не может быть объяснено исключительно закрытием трещины именно на нижнем участке кривой КДУР. Поэтому интерес представляют испытания с перегрузками, в которых в блоке постоянной амплитуды эффективный размах КИН незначительно выше порогового размаха КИН, т. е. $\Delta K_{eff} \approx \Delta K_{th}$ и $\Delta K_{eff} > \Delta K_{th}$. Ниже рассмотрены результаты испытаний с перегрузками из одиночных, двойных и тройных полуциклов в различных комбинациях в сравнении с нагружениями постоянной амплитуды. При выборе закона управления нагружением – постоянный размах КИН ΔK или постоянный размах нагрузки ΔP предпочтение было отдано последнему в силу причин: 1) результатом испытания с $\Delta P = const$ является участок кривой КДУР, а не отдельная точка как при $\Delta K = const$, что позволяет при меньшем числе испытаний получить более точную кривую; 2) контроль за нагружением легче, а вероятность ошибки меньше при $\Delta P = const$.

В соответствии с вышеуказанными рекомендациями составлен план испытаний (табл. 2), включающий: 1) испытания с недогрузкой-перегрузкой (№ 1, 3, 5, 9, 11, 13); 2) испытания с перегрузкой-недогрузкой (№ 2, 4, 6, 10, 12, 14); 3) испытание с одиночной перегрузкой (№ 7); 4) испытание с одиночной недогрузкой (№ 8, 15); 5) испытание с одиночной недогрузкой, причем недогрузка сжимающая (№ 16); 6) испытание с перегрузкой-недогрузкой-перегрузкой, причем недогрузка сжимающая (№ 17); 7) испытание с недогрузкой-перегрузкой-недогрузкой, причем недогрузки сжимающие (№ 18); 8) испытание с перегрузкой-недогрузкой-перегрузкой (№ 19); 9) испытание с перегрузкой-недогрузкой-перегрузкой с длительностью блока постоянной амплитуды $N_{bl} = 10^4$ циклов при длине трещины $a \leq 20$ мм и $N_{bl} = 10^3$ циклов при длине трещины $a > 20$ мм (№ 20); 10) испытание с недогрузкой-перегрузкой-недогрузкой (№ 21); 11) испытание с недогрузкой-

перегрузкой-недогрузкой с $N_{bl}=10^4$ циклов при длине трещины $a \leq 20$ мм и $N_{bl}=10^3$ циклов при длине трещины $a > 20$ мм (№ 22); 12) регулярные нагружения (№ 23-28).

Помимо указанной нумерации испытаний здесь и в дальнейшем предлагается использовать маркировку, хорошо воспринятую в научном сообществе, как показали публикации [60, 95, 96]. Рассмотрим обозначение испытания (1), UL-OL R=0.7 50% Ov. Здесь UL-OL (Underload-Overload) означает последовательность полциклов перегрузки, сначала сжимающий, затем растягивающий; R=0.7 демонстрирует асимметрию цикла базового нагружения; 50% Ov показывает уровень перегрузки, $((K_{ol} / K_{max}) - 1) \cdot 100\%$. Испытание (2) отличается от испытания (1) только последовательностью полциклов перегрузки, поэтому обозначается, OL-UL R=0.7 50% Ov. В случае, если сжимающая перегрузка вызвана приложением внешней сжимающей нагрузки, то для ее обозначения применяется ULc (с – compression), как в испытании (16), ULc R=0.75. Испытания с различной продолжительностью блока постоянной амплитуды, например испытание (20), имеют в конце обозначения (2), т. е. как в примере - OL-UL-OL(2) R=0.75.

Испытания проводились для следующих уровней перегрузок: 1) $K_{ol}/K_{max}=1.5$, т. е. 50% (№ 1, 2, 9, 10, 19-22); 2) $K_{ol}/K_{max}=1.4$, т. е. 40% (№ 3, 4, 7, 8); 3) $K_{ol}/K_{max}=1.3$, т. е. 30% (№ 5, 6, 13, 14). Варьировалась асимметрия циклов R и максимальная нагрузка P_{max} блока постоянной амплитуды, однако размах нагрузки был примерно одинаков $\Delta P \approx 0.5$ кН как следствие следующих условий: 1) $R=0.7$, $P_{max}=1.7$ кН (№ 1-8, 23); 2) $R=0.75$, $P_{max}=2$ кН (№ 9-22, 28). В большинстве испытаний после перегрузок частотой $F_{ol}=0.1$ Гц происходило нагружение постоянной амплитуды частотой $F_{bl}=150$ Гц в течение $N_{bl}=10^4$ циклов, а затем нагружение повторялось, причем длительность базового нагружения постоянна (№ 1-19, 21, 28). Однако в некоторых испытаниях длительность блока нагружения постоянной амплитуды занимала $N_{bl}=10^4$ циклов при длине трещины $a \leq 20$ мм и $N_{bl}=10^3$ циклов при длине трещины $a > 20$ мм (№ 20, 22); такой режим испытаний позволяет оценить влияние разрушающего действия самой перегрузки при различной длительности базового

нагружения. Как приведено ранее, недогрузки испытаний были в растягивающей ($K_{ul}/K_{max}=0.15$) или сжимающей областях ($K_{ul}/K_{max}=-2$), чтобы оценить влияние текучести новообразованных поверхностей разрушения около вершины трещины в объемах следа трещины, где местное напряжение превысило предел текучести вследствие сдавливания от недогрузки, что в общем случае снижает уровень закрытия трещины.

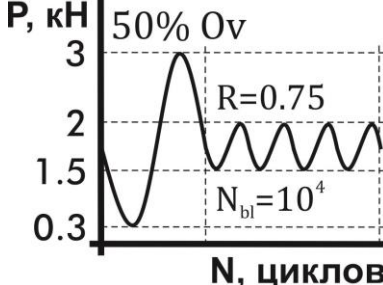
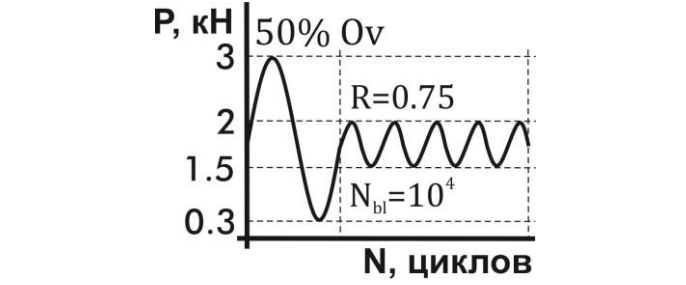
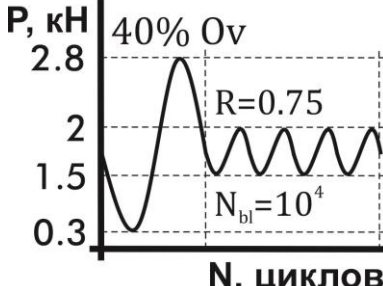
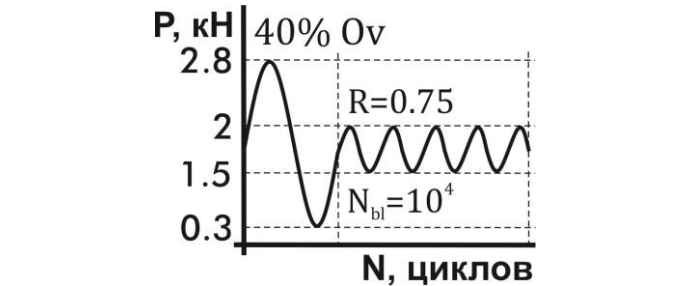
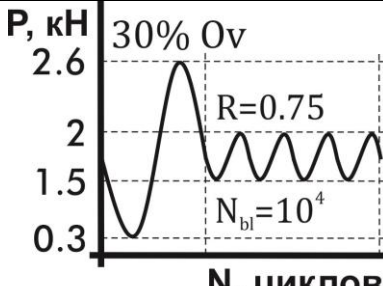
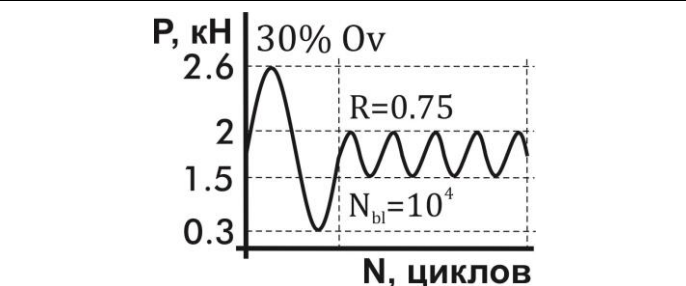
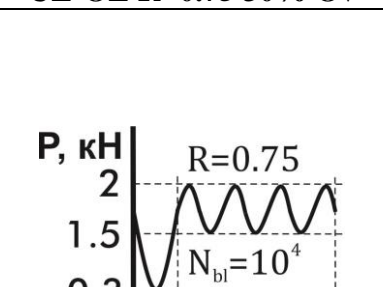
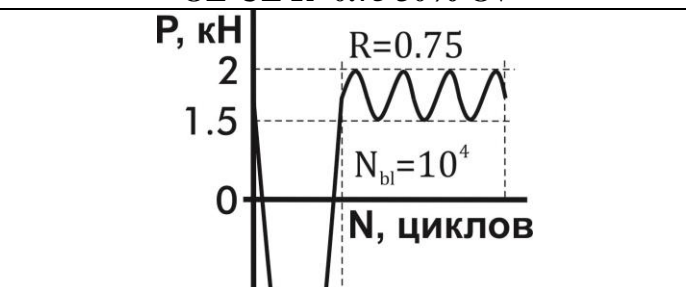
Предварительное растрескивание для всех испытаний проводилось с параметрами: 1) $P_{max}=1.7$ кН, $R=0.1$, $a_0=14$ мм (№ 1-16); 2) $P_{max}=1.7$ кН, $R=0.1$, $a_0=17$ мм (№ 17-28). Таким образом, т. к. наибольший КИН в результате растрескиваний не превышал наибольший КИН базового нагружения испытаний, т. е. $K_{max,растр.} \leq K_{max,исп.}$, то влияние монотонной пластической зоны на рост трещины в результате предварительного растрескивания отсутствует.


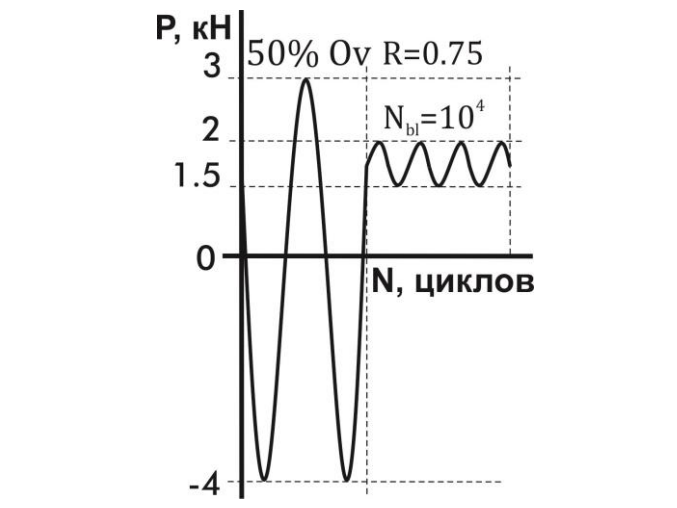
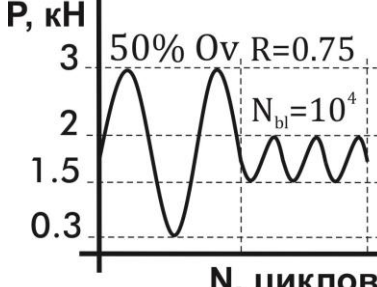
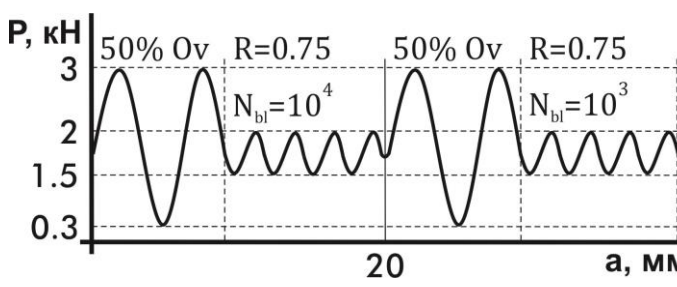
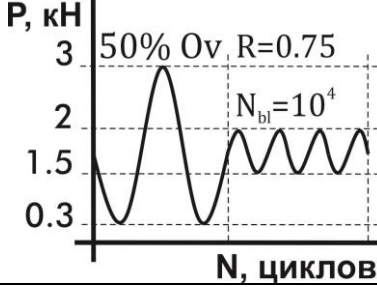
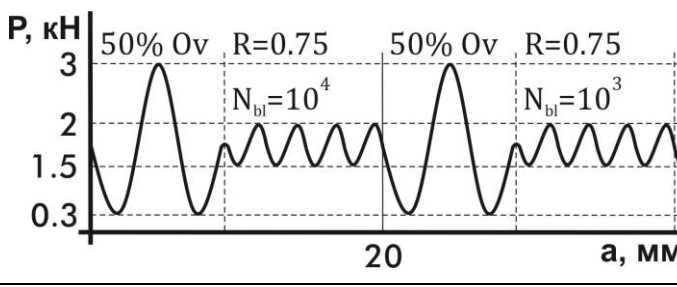


В испытаниях с перегрузками монотонная пластическая зона у вершины трещины и, следовательно, замедление роста, имела место в некоторой мере вплоть до разрушения, т. е. трещины никогда полностью не прорастали через монотонную пластическую зону в течение блока нагружения постоянной амплитуды.

В результате аппроксимации экспериментальных данных, были получены кривые роста $a-N$ и КДУР $da/dN-\Delta K$, наиболее показательные из которых представлены на рис. 28-рис. 30. Результаты долговечностей приведены в табл. 3. Кривые $da/dN-\Delta K$ определены методом интервала ($\Delta a_{int}=3$ мм).

Режимы нагружения для образцов из алюминиевого сплава

№	Режим нагружения	№	Режим нагружения
(1)	<p>50% Ov 2.55 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>	(2)	<p>50% Ov 2.55 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>
	Маркировка испытания:		Маркировка испытания:
	UL-OL R=0.7 50% Ov		OL-UL R=0.7 50% Ov
(3)	<p>40% Ov 2.38 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>	(4)	<p>40% Ov 2.38 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>
	Маркировка испытания:		Маркировка испытания:
	UL-OL R=0.7 40% Ov		OL-UL R=0.7 40% Ov
(5)	<p>30% Ov 2.21 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>	(6)	<p>30% Ov 2.21 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>
	Маркировка испытания:		Маркировка испытания:
	UL-OL R=0.7 30% Ov		OL-UL R=0.7 30% Ov
(7)	<p>40% Ov 2.38 1.7 1.2 0.2 R=0.7 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>	(8)	<p>R=0.7 1.7 1.2 0.3 $N_{b1}=10^4$ N, циклов</p>
	Маркировка испытания:		Маркировка испытания:
	OL R=0.7 40% Ov		UL R=0.7

(9)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.75 50% Ov</p>	(10)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.75 50% Ov</p>
(11)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.75 40% Ov</p>	(12)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.75 40% Ov</p>
(13)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.75 30% Ov</p>	(14)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.75 30% Ov</p>
(15)	 <p>Маркировка испытания: UL R=0.75</p>	(16)	 <p>Маркировка испытания: ULc R=0.75</p>

(17)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0 -4</p> <p>Н, циклов</p>	(18)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0 -4</p> <p>Н, циклов</p>
Маркировка испытания:		Маркировка испытания:	
OL-ULc-OL R=0.75		ULc-OL-ULc R=0.75	
(19)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0.3</p> <p>Н, циклов</p>	(20)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$ 50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^3$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0.3</p> <p>20 a, мм</p>
Маркировка испытания:		Маркировка испытания:	
OL-UL-OL R=0.75		OL-UL-OL(2) R=0.75	
(21)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0.3</p> <p>Н, циклов</p>	(22)	 <p>50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^4$ 50% Ov R=0.75 $N_{bl}=10^3$</p> <p>Р, кН 3 2 1.5 0.3</p> <p>20 a, мм</p>
Маркировка испытания:		Маркировка испытания:	
UL-OL-UL R=0.75		UL-OL-UL(2) R=0.75	
(23)	 <p>R=0.7</p> <p>Р, кН 1.7 1.2 0</p> <p>Н, циклов</p>	(24)	 <p>R=0.75</p> <p>Р, кН 2 1.5 0</p> <p>Н, циклов</p>
Маркировка испытания:		Маркировка испытания:	
CAL R=0.7 Pmax=1.7		CAL R=0.75 Pmax=2	

(25)		(26)	
	Маркировка испытания: CAL R=0.7 Pmax=1.5		Маркировка испытания: CAL R=0.1 Pmax=2.5
(27)		(28)	
	Маркировка испытания: CAL R=0.3 Pmax=2.5		Маркировка испытания: CAL R=0.5 Pmax=2.5
(28)			
	Маркировка испытания: 2UL R=0.75 Pmax=2		

Различие в результатах между испытаниями с противоположной последовательностью перегрузок оказалось велико: долговечность в испытании (1) больше, чем в испытании (2) в $(N_{f(1)}/N_{f(2)})=10.5$ раз; $(N_{f(3)}/N_{f(4)})=20.7$; $(N_{f(5)}/N_{f(6)})=1.2$; $(N_{f(9)}/N_{f(10)})=9.6$; $(N_{f(11)}/N_{f(12)})=3.8$; $(N_{f(13)}/N_{f(14)})=1.8$. Кривые $a-N$ и $da/dN-\Delta K$ (рис. 28а-г) этих испытаний находятся на значительном расстоянии друг от друга. Следовательно, перегрузочный блок, в котором последним полуциклом является перегрузка, приводит к более высоким значениям долговечности, чем перегрузочный блок, в котором последним полуциклом является недогрузка. Очевидно, чем выше уровень перегрузки, тем ярче проявляется разница в значениях долговечности между испытаниями с противоположной последовательностью перегрузок.

Первый полуцикл перегрузочного блока также оказывает влияние на рост трещины: долговечность в испытании (7) больше, чем в испытании (3) в $(N_{f(7)}/N_{f(3)})=1.4$ раз. Таким образом, перегрузка замедляет рост трещины сильнее, чем перегрузочный блок, состоящий из недогрузки-перегрузки. Это можно объяснить разницей между уровнями закрытия трещины: недогрузка в первом полуцикле вызывает течение новообразованных поверхностей разрушения и снижение уровня закрытия трещины и, как следствие, долговечности. Однако долговечность в обоих испытаниях гораздо выше, чем в испытании с нагружением постоянной амплитуды: долговечность в испытании (7) больше, чем в испытании (23) в $(N_{f(7)}/N_{f(23)})=30$ раз; $(N_{f(3)}/N_{f(23)})=21.4$. Соответствующие кривые роста трещины и КДУР приведены на рис. 28д, е. Итак, перегрузочный блок, в котором последним полуциклом является перегрузка, приводит к увеличению долговечности относительно испытания с нагружением постоянной амплитуды.

Введение недогрузок обычно не оказывает существенного влияния на рост трещины. Так, долговечность в испытании (8) незначительно меньше, чем в испытании (23). Соответствующие кривые роста трещины и КДУР приведены на рис. 28ж, и.

Существуют многочисленные экспериментальные свидетельства того, что перегрузочный блок, состоящий из перегрузки-недогрузки, все же приводит к замедлению трещины, хотя и не такому значительному, как в случае одиночной перегрузки. Этот факт нашел подтверждение в следующем сравнении: долговечность в испытании (2) больше, чем в испытании (23) в $(N_{f(2)}/N_{f(23)})=1.7$ раз; $(N_{f(6)}/N_{f(23)})=1.03$. Соответствующие кривые роста трещины и КДУР приведены на рис. 29а, б. Чем выше уровень перегрузки, тем ярче ее эффект.

Повреждающий эффект самих недогрузок в проводимых испытаниях незначителен. Сравнение результатов испытаний (15) и (29) показывает, что долговечность в испытании (29) больше, чем в испытании (15) всего в $(N_{f(29)}/N_{f(15)})=1.03$ раз. Т. е. удвоение числа недогрузок не приводит к значительному

изменению долговечности. Кроме того, $(N_{f(16)}/N_{f(15)})=1.12$. Значит, недогрузка в сжимающей области не оказывает значительного влияния на долговечность. Соответствующие кривые роста трещины и КДУР приведены на рис. 29в, г.

Сравнение результатов испытаний с постоянной амплитудой нагружения (№ 23-28) показало, что чем ниже асимметрия цикла R при одинаковом P_{max} , т. е. чем больше размах нагрузки ΔP , тем ниже долговечность. Интерес вызывают кривые роста трещины и КДУР на рис. 29д, е.

Расстояние между кривыми КДУР испытаний с высокой асимметрией цикла $R=0.7$ и $R=0.75$ (№ 23-25) и прочих испытаний $R=0.1$, $R=0.3$ и $R=0.5$ (№ 26-28) значительно. Это объясняется пренебрежимо малым уровнем закрытия трещины испытаний с высоким R . Значительное отличие в долговечности между этими испытаниями продемонстрировано на рис. 31.

В большинстве образцов преобладала ориентация трещины L-T. Однако, также были проведены и испытания с ориентацией T-L. Так, долговечность в результате испытания (3) в 1.5 раза больше при ориентации L-T, чем при T-L, что является ожидаемым результатом. Соответствующие кривые роста трещины и КДУР показаны на рис. 29ж, и.

Ниже рассмотрены результаты испытаний, включающие перегрузочный блок из 3 полуциклов. Различие в результатах между испытаниями (20) и (22) велико: долговечность в испытании (20) больше, чем в испытании (22) в 4.9 раз. Однако, такое сравнение испытаний с переменной продолжительностью блока не позволяет сделать значимый вывод. Большой интерес представляет сравнение кривых роста трещины и КДУР. Очевидно резкое изменение наклона кривых роста трещины на рис. 30а. А на рис. 30б заметно, что в начале испытания расстояние между кривыми КДУР значительно, а после уменьшения продолжительности блока кривые быстро сблизились. Эти результаты свидетельствуют о том, что повреждающая способность перегрузочных блоков стала значительной при продолжительности блока $N_{bl}=10^3$ циклов, а значение последовательности циклов уже не так велико.

Недогрузка в сжимающей области оказывает влияние и на испытания с перегрузочным блоком из 3 полуциклов. Долговечность в испытании (17) больше, чем в испытании (19) в 1.5 раз. Испытание со сжимающей недогрузкой в перегрузочном блоке из перегрузки-недогрузки-перегрузки имело большую длительность, чем аналогичное испытание с обычной недогрузкой. Соответствующие кривые роста трещины и КДУР достаточно близки друг к другу и показаны на рис. 30в, г.

Любопытно, что различие в результатах между испытаниями с противоположной последовательностью перегрузок оказалось также велико и для испытаний с перегрузочным блоком из 3 полуциклов: долговечность в испытании (19) больше, чем в испытании (21) в $(N_{f(19)}/N_{f(21)})=10.3$ раз; $(N_{f(17)}/N_{f(18)})=12.2$. Кривые $a-N$ и $da/dN-\Delta K$ (рис. 30д-и) этих испытаний находятся на значительном расстоянии друг от друга. Значит, как и для испытаний из 2 полуциклов, перегрузочный блок, в котором последним полуциклом является перегрузка, приводит к более высоким значениям долговечности, чем перегрузочный блок, в котором последним полуциклом является недогрузка.

На основании значений долговечностей некоторых испытаний (№ 1-6, 9-14, 23, 24) были построены трехмерные поверхности (рис. 32), характеризующие влияние уровня перегрузок и асимметрии цикла нагружения блока постоянной амплитуды на долговечность. Анализ этих графиков позволяет заключить: 1) увеличение уровня перегрузки в испытаниях с перегрузочным блоком из перегрузки-недогрузки или недогрузки-перегрузки ведет к увеличению долговечности; 2) замедление роста трещины проявляется ярче при нагружении, в перегрузочном блоке которого последним полуциклом является перегрузка.

Обобщенная кривая КДУР для ряда испытаний (1)-(6), (9)-(14), (23)-(28) приведена на рис. 33. На графике можно выделить 3 группы по признаку расположения: 1) испытания с перегрузочным блоком из недогрузки-перегрузки, причем $K_{ol}/K_{max}=1.4$ или $K_{ol}/K_{max}=1.5$; 2) испытания с перегрузочным блоком из

недогрузки-перегрузки, причем $K_{ol}/K_{max}=1.3$; испытания с перегрузочным блоком из перегрузки-недогрузки; испытания с нагружением постоянной амплитуды, причем $R=0.7$ или $R=0.75$; 3) испытания с перегрузочным блоком из перегрузки-недогрузки; испытания с нагружением постоянной амплитуды, причем $R=0.1$, $R=0.3$ или $R=0.5$. Кривые первой группы расположены внизу графика, второй – в средней части, третьей – справа наверху, но все они формируют представление о возможном разбросе кривых КДУР для алюминиевого сплава в околопороговом регионе скоростей роста трещины и участке Пэриса.

Для модели Уилера по испытанию (7), соответствующего по характеру нагружения рекомендуемому режиму нагружения, был подобран аппроксимирующий коэффициент $p_s=1.08$. Серым цветом в табл. 3 обозначены ячейки со значениями, которые модель определить не может (или использует в качестве входных данных для прочих испытаний), желтым цветом – ячейки, значения в которых получены путем исходной подгонки аппроксимирующих коэффициентов. Прочерки соответствуют испытаниям с переменным характером нагружения, расчеты для которых были сочтены сложными для сравнения и потому нецелесообразными.

Для обобщенной модели Уилленборга NASGRO значения $R_{so}=1.5$ или $R_{so}=4$ при UL и CAL. Для модифицированной обобщенной модели Уилленборга NASGRO значения $\varphi_0=0.2$ для заканчивающихся на UL и CAL, и $\varphi_0=0.8$ для заканчивающихся на OL.

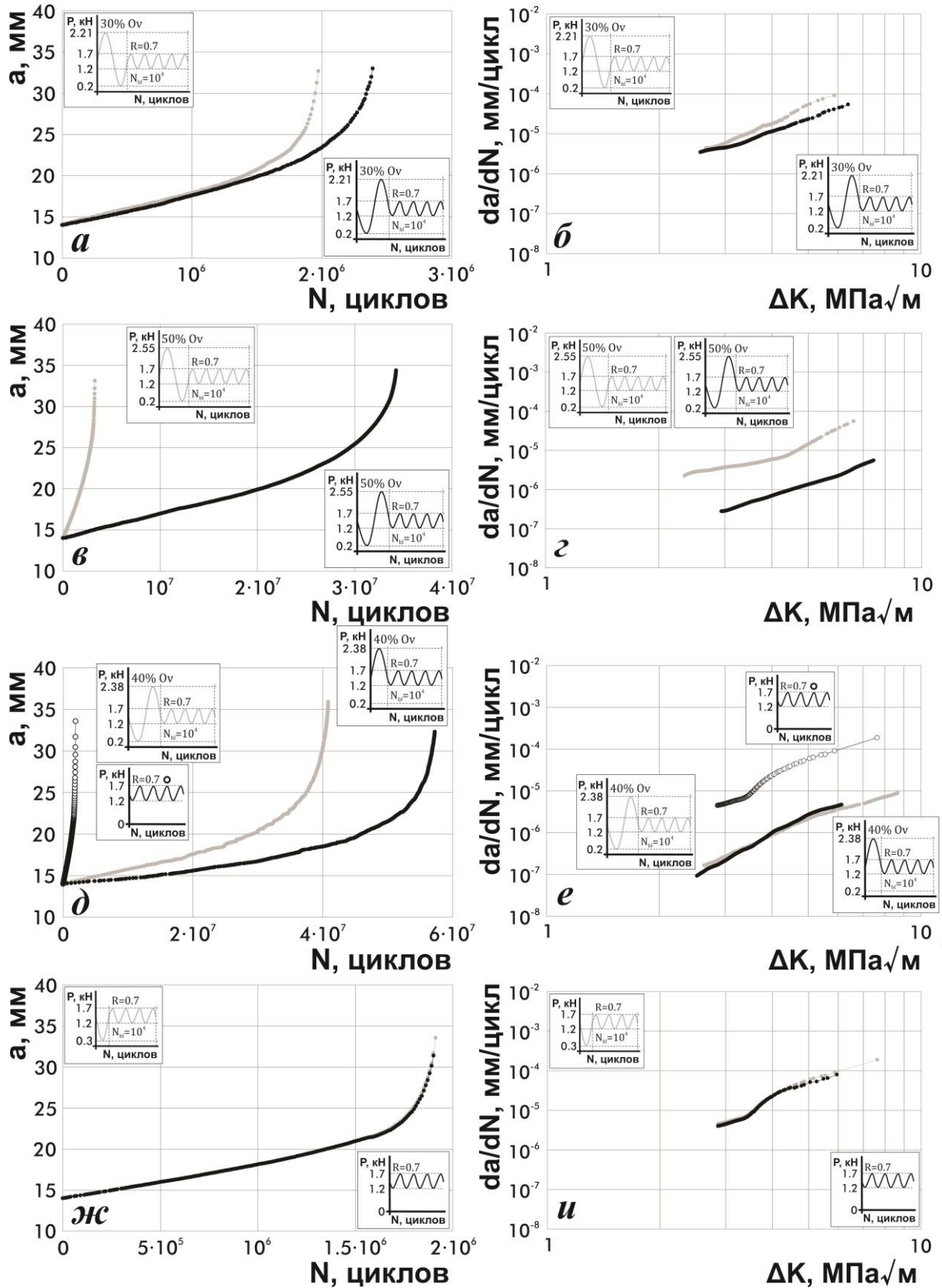


Рис. 28 - Кривые роста трещины и КДУР в испытаниях с перегрузками для алюминиевого сплава 2024-T3

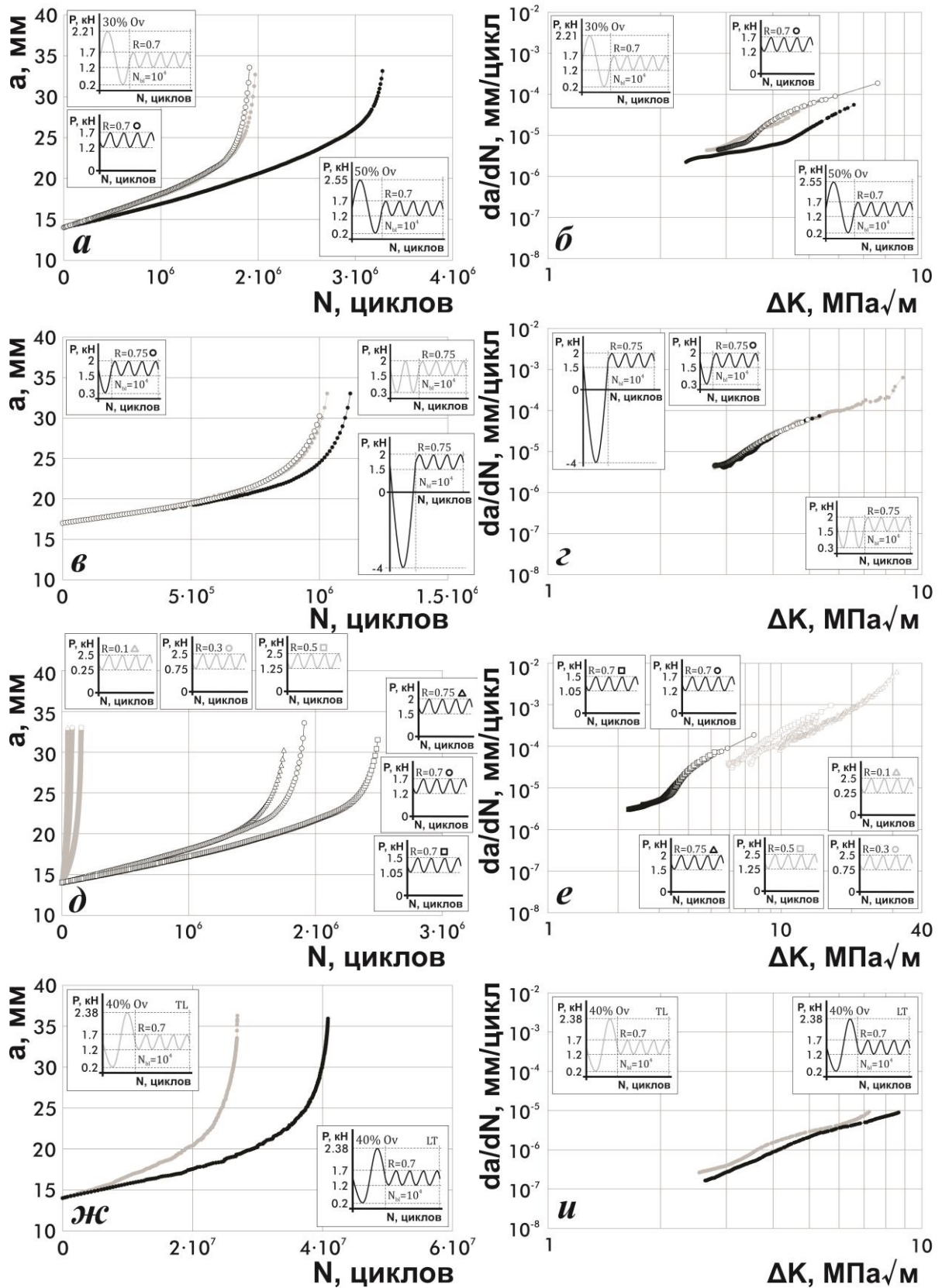


Рис. 29 - Кривые роста трещины и КДУР в испытаниях с перегрузками для алюминиевого сплава 2024-Т3

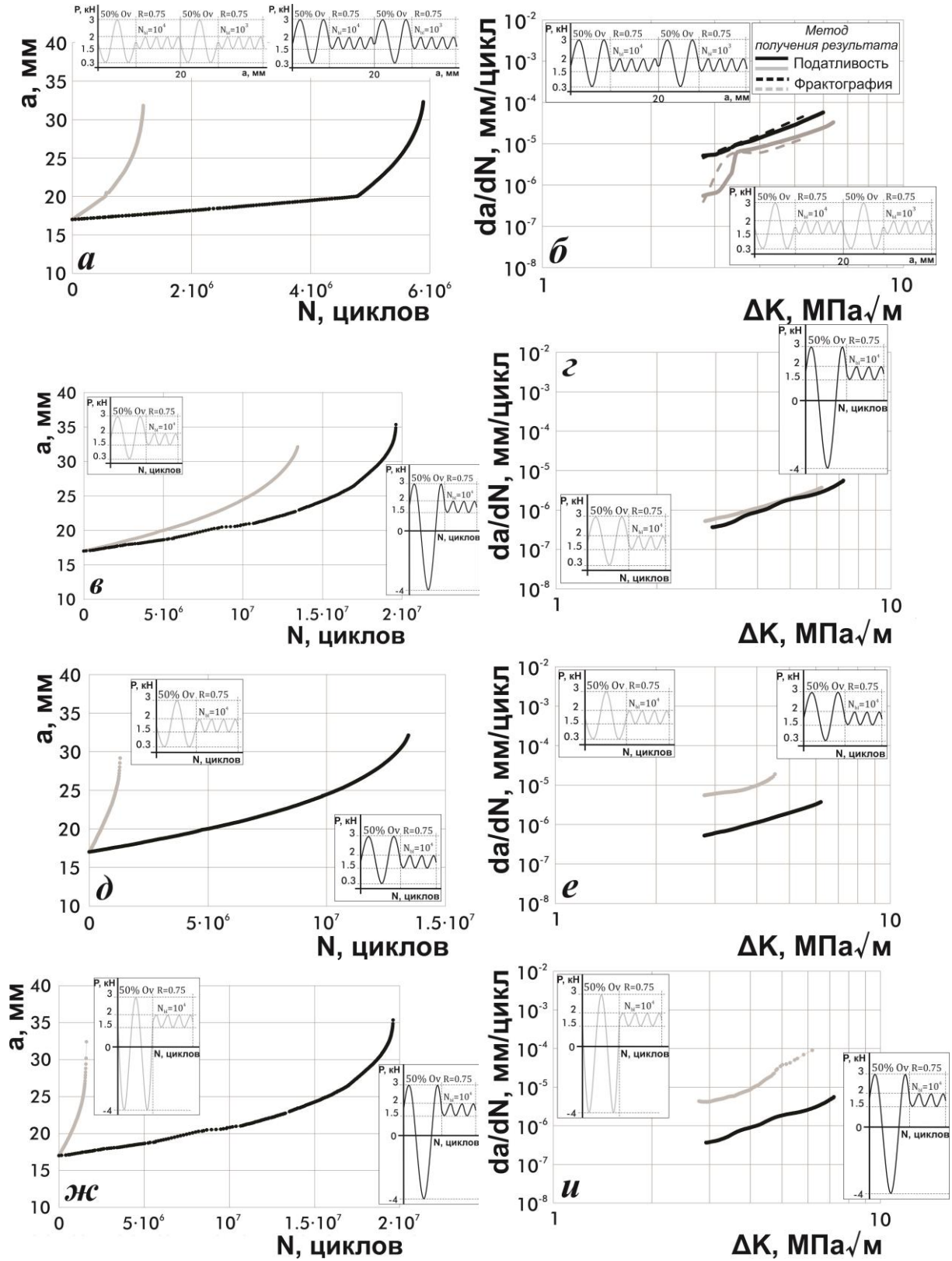


Рис. 30 - Кривые роста трещины и КДУР испытаний с перегрузочным блоком из трех полуциклов для алюминиевого сплава 2024-T3

Долговечность образцов из алюминиевого сплава 2024-Т3

Исп. по табл. 2		Долговечность, 10^6 ·циклов				
№	Обозначение	Результат испытания	Модель Элбера	Модель Барсома	Модель Уилера	Модель Уилленборга
(1)	UL-OL R=0.7 50% Ov	34.3	6.37	2.07	67.5	36.7
(2)	OL-UL R=0.7 50% Ov	3.28	6.37	2.07	67.5	36.7
(3)	UL-OL R=0.7 40% Ov	40.9	6.43	2.07	57.3	29.6
(4)	OL-UL R=0.7 40% Ov	1.98	6.43	2.07	57.3	29.6
(5)	UL-OL R=0.7 30% Ov	2.39	6.48	2.07	48	24.8
(6)	OL-UL R=0.7 30% Ov	1.97	6.48	2.07	48	24.8
(7)	OL R=0.7 40% Ov	57.3	6.63	2.07	57.3	29.6
(8)	UL R=0.7	1.9	6.59	2.07	1.9	1.9
(9)	UL-OL R=0.75 50% Ov	30.4	5.1	1.91	95.6	28.6
(10)	OL-UL R=0.75 50% Ov	3.18	5.1	1.91	95.6	28.6
(11)	UL-OL R=0.75 40% Ov	7.84	5.19	1.91	81.4	23.1
(12)	OL-UL R=0.75 40% Ov	2.09	5.19	1.91	81.4	23.1
(13)	UL-OL R=0.75 30% Ov	3.26	5.26	1.91	68.5	19.3
(14)	OL-UL R=0.75 30% Ov	1.77	5.26	1.91	68.5	19.3
(15)	UL R=0.75	1	5.42	1.91	1	1
(16)	ULc R=0.75	1.12	5.42	1.91	1.12	1.12
(17)	OL-ULc-OL R=0.75	19.6	5	1.91	95.6	28.6
(18)	ULc-OL-ULc R=0.75	1.61	4.94	1.91	95.6	28.6
(19)	OL-UL-OL R=0.75	13.4	5	1.91	95.6	28.6
(20)	OL-UL-OL(2) R=0.75	5.89	-	-	-	-
(21)	UL-OL-UL R=0.75	1.3	4.94	1.91	95.6	28.6
(22)	UL-OL-UL(2) R=0.75	1.19	-	-	-	-
(23)	CAL R=0.7 Pmax=1.7	1.91	4.22	1.89	1.91	1.91
(24)	CAL R=0.75 Pmax=2	1.75	3.89	1.89	1.75	1.75
(25)	CAL R=0.7 Pmax=1.5	2.49	5.95	2.65	2.49	2.49
(26)	CAL R=0.1 Pmax=2.5	0.046	0.02	0.02	0.0459	0.0459
(27)	CAL R=0.3 Pmax=2.5	0.08	0.04	0.03	0.0806	0.0806
(28)	CAL R=0.5 Pmax=2.5	0.153	0.08	0.07	0.153	0.153
(29)	2UL R=0.75 Pmax=2	1.03	5.35	1.91	1.03	1.03

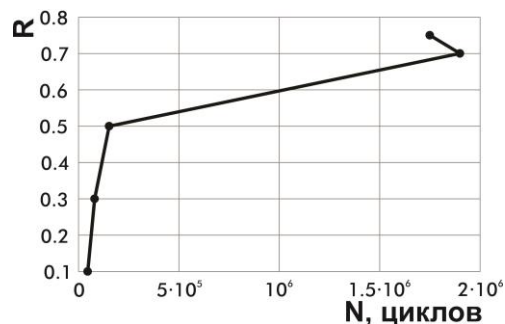


Рис. 31 - Зависимость долговечности от асимметрии циклов при нагружениях постоянной амплитуды

Долговечность образцов из алюминиевого сплава 2024-T3 (окончание)

Исп. по табл. 2		Долговечность, 10^6 -циклов				
№	Обозначение	Результат испытания	Обобщ. модель Уилленборга (NASGRO)	Мод. обобщ. модель Уилленборга (NASGRO)	Модель закрытия трещины (FASTRAN)	Предлагаемая модель учета местных напряжений
(1)	UL-OL R=0.7 50% Ov	34.3	5.72	5.5	25.1	31.2
(2)	OL-UL R=0.7 50% Ov	3.28	4	3.47	25.1	2.8
(3)	UL-OL R=0.7 40% Ov	40.9	4.61	4.38	13.2	15.5
(4)	OL-UL R=0.7 40% Ov	1.98	4.01	3.42	13.2	1.67
(5)	UL-OL R=0.7 30% Ov	2.39	4.07	3.81	2.52	2.12
(6)	OL-UL R=0.7 30% Ov	1.97	4.01	3.36	2.52	1.56
(7)	OL R=0.7 40% Ov	57.3	4.64	4.08	18.8	19.2
(8)	UL R=0.7	1.9	3.29	3.29	2.04	1.9
(9)	UL-OL R=0.75 50% Ov	30.4	4.8	4.34	23.5	28.7
(10)	OL-UL R=0.75 50% Ov	3.18	3.5	3.09	23.5	2.72
(11)	UL-OL R=0.75 40% Ov	7.84	3.86	3.7	6.8	6.53
(12)	OL-UL R=0.75 40% Ov	2.09	3.52	3.07	6.8	1.81
(13)	UL-OL R=0.75 30% Ov	3.26	3.55	3.33	3.46	3.01
(14)	OL-UL R=0.75 30% Ov	1.77	3.52	3.05	3.46	1.52
(15)	UL R=0.75	1	3.02	3.02	1.1	1.75
(16)	ULc R=0.75	1.12	3	3	1.1	1.75
(17)	OL-ULc-OL R=0.75	19.6	7.79	3.11	20.5	28.7
(18)	ULc-OL-ULc R=0.75	1.61	3.44	2.98	20.5	2.72
(19)	OL-UL-OL R=0.75	13.4	7.79	4.32	20.5	28.7
(20)	OL-UL-OL(2) R=0.75	5.89	-	-	-	-
(21)	UL-OL-UL R=0.75	1.3	3.5	3.08	20.5	2.72
(22)	UL-OL-UL(2) R=0.75	1.19	-	-	-	-
(23)	CAL R=0.7 Pmax=1.7	1.91	3.3	3.3	2.1	1.9
(24)	CAL R=0.75 Pmax=2	1.75	3.02	3.02	1.82	1.75
(25)	CAL R=0.7 Pmax=1.5	2.49	5.07	5.07	2.62	2.49
(26)	CAL R=0.1 Pmax=2.5	0.046	0.0518	0.0518	0.052	0.038
(27)	CAL R=0.3 Pmax=2.5	0.08	0.0768	0.0768	0.085	0.072
(28)	CAL R=0.5 Pmax=2.5	0.153	0.166	0.166	0.0177	0.0141
(29)	2UL R=0.75 Pmax=2	1.03	3.01	3.01	1.19	1.01

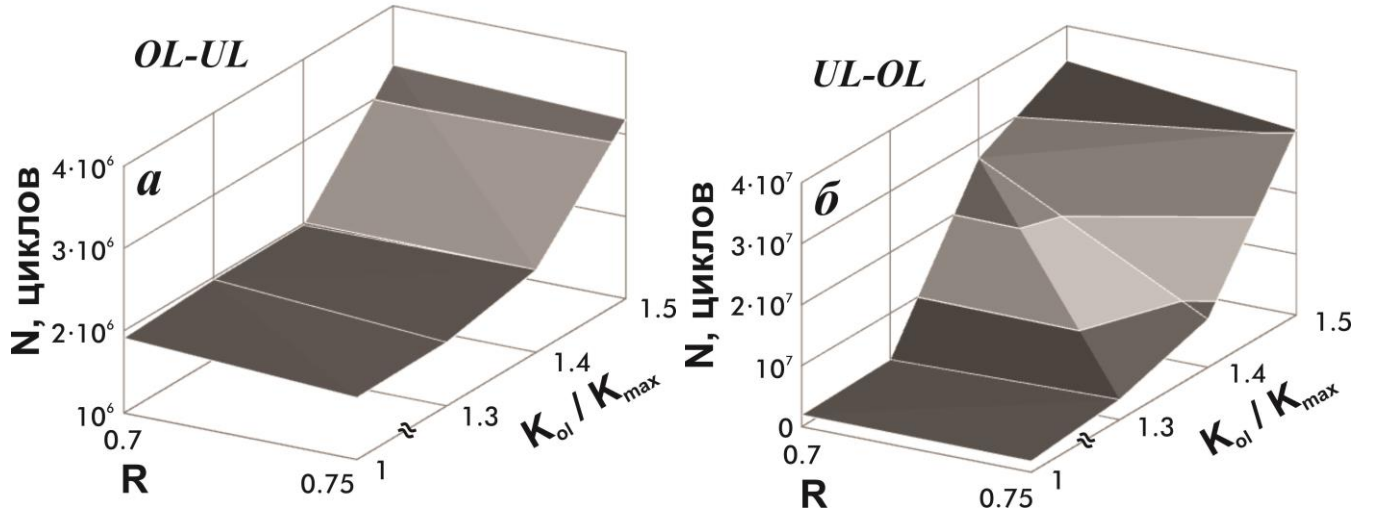


Рис. 32 - Взаимосвязь уровня перегрузки, асимметрии цикла и долговечности в испытаниях с различной последовательностью перегрузок

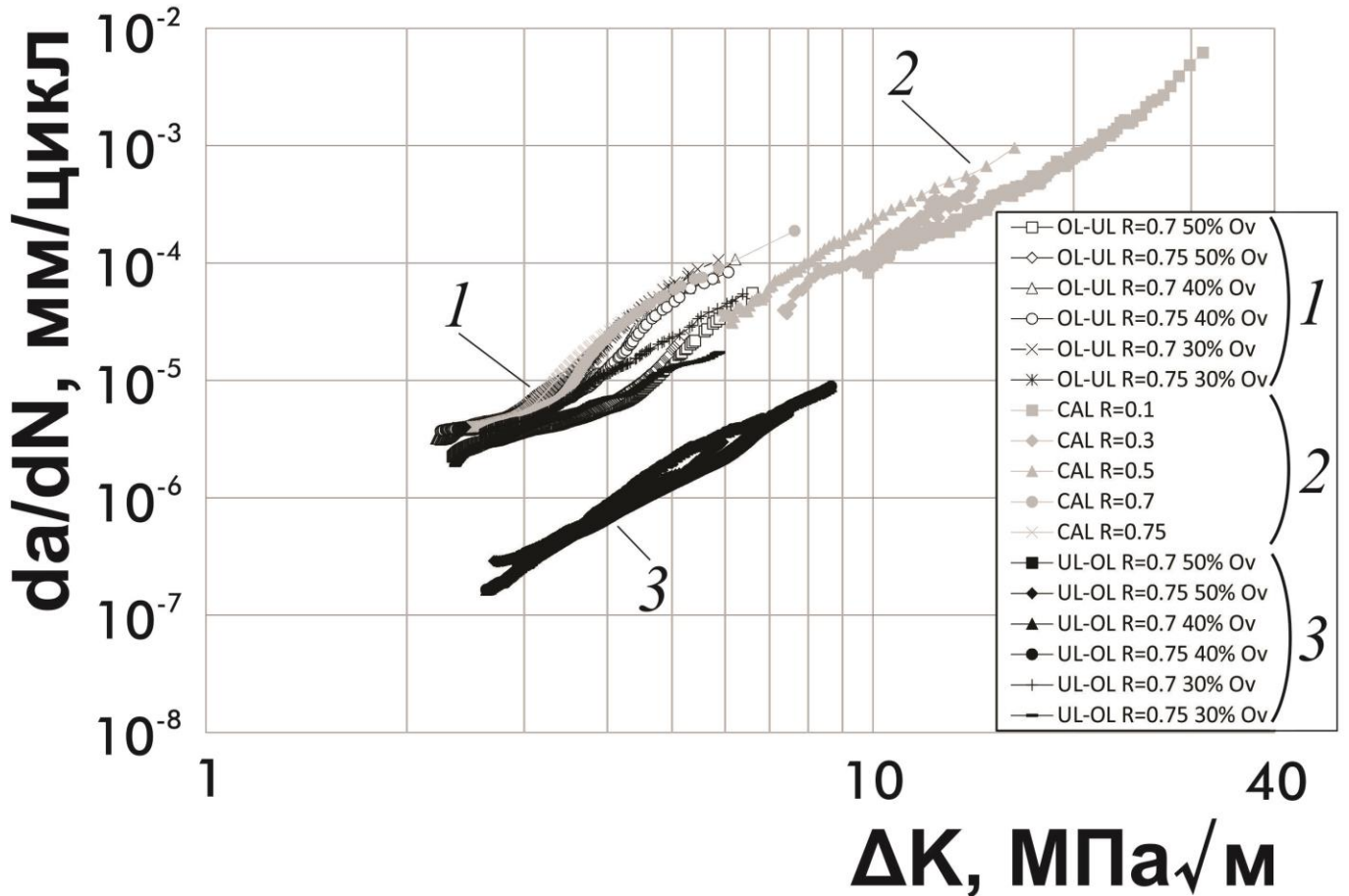


Рис. 33 - Обобщенная КДУР для алюминиевого сплава 2024-T3

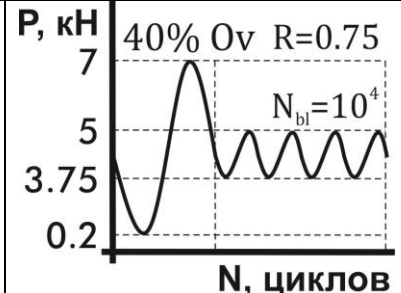
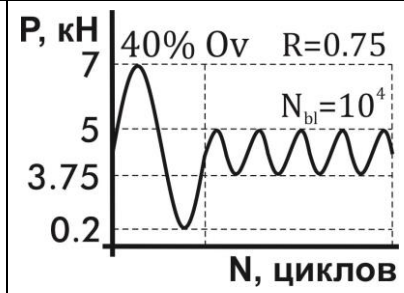
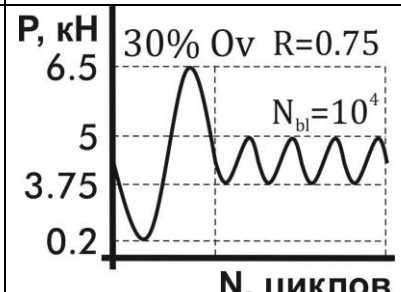
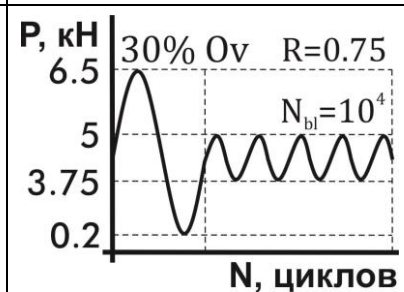
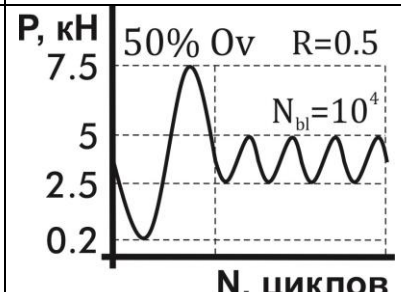
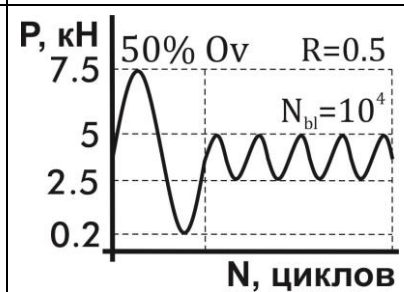
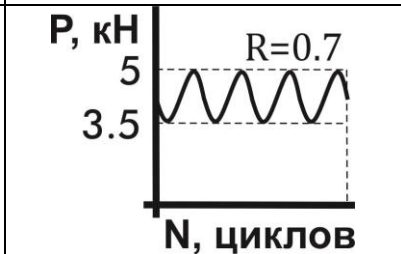
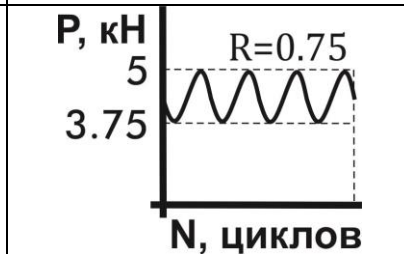
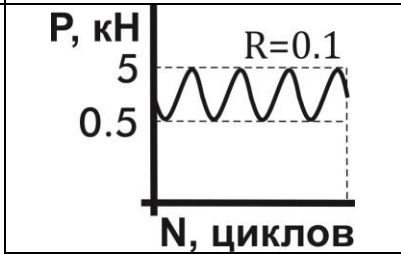
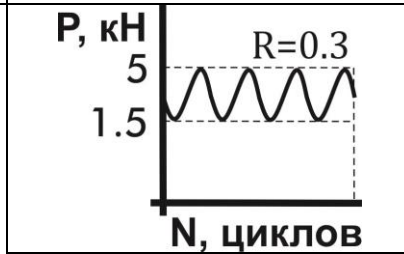
3.3 Влияние последовательностей перегрузок и недогрузок на кинетику роста усталостных трещин в малоуглеродистой стали

Основываясь на опыте испытаний алюминиевых образцов, были проведены нагружения, в которых цикл перегрузки состоит из комбинации растягивающей и сжимающей перегрузок различной последовательности. Аналогично, применена асимметрия цикла блока постоянной амплитуды $R \geq 0.7$ и малые перегрузки $K_{ol}/K_{max} \leq 1.5$, а в качестве закона управления нагружением – постоянный размах нагрузки ΔP . В соответствии с вышеуказанными рекомендациями составлен план испытаний (табл. 4), включающий: 1) испытания с недогрузкой-перегрузкой (№ 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42); 2) испытания с перегрузкой-недогрузкой (№ 31, 33, 35, 37, 39, 41, 43); 3) регулярные нагружения (№ 44-48).

Испытания проводились для следующих уровней перегрузок: 1) $K_{ol}/K_{max}=1.5$, т. е. 50% (№ 30, 31, 36, 37, 42, 43); 2) $K_{ol}/K_{max}=1.4$, т. е. 40% (№ 32, 33, 38, 39); 3) $K_{ol}/K_{max}=1.3$, т. е. 30% (№ 34, 35, 40, 41). Варьировалась асимметрия циклов R , но максимальная нагрузка $P_{max}=5$ кН блока регулярного нагружения была постоянной: 1) $R=0.7$ (№ 30-35); 2) $R=0.75$ (№ 36-41); 3) $R=0.5$ (№ 42, 43). После перегрузок частотой $F_{ol}=0.1$ Гц происходило регулярное нагружение частотой $F_{bl}=150$ Гц в течение $N_{bl}=10^4$ циклов, а затем нагружение повторялось. Предварительное растрескивание для всех испытаний проводилось с параметрами: $P_{max}=3$ кН, $R=0.1$, $a_0=14$. Таким образом, наибольший КИН в результате растрескиваний не превышал наибольший КИН базового нагружения испытаний, т. е. $K_{max,растр.} \leq K_{max,исп.}$. В испытаниях с перегрузками трещины полностью не прорастали через монотонную пластическую зону в течение блока нагружения постоянной амплитуды.

Режимы нагружения для образцов из малоуглеродистой стали

№	Режим нагружения	№	Режим нагружения
(30)	<p>UL-OL R=0.7 50% Ov</p>	(31)	<p>OL-UL R=0.7 50% Ov</p>
(32)	<p>UL-OL R=0.7 40% Ov</p>	(33)	<p>OL-UL R=0.7 40% Ov</p>
(34)	<p>UL-OL R=0.7 30% Ov</p>	(35)	<p>OL-UL R=0.7 30% Ov</p>
(36)	<p>UL-OL R=0.75 50% Ov</p>	(37)	<p>OL-UL R=0.75 50% Ov</p>

(38)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.75 40% Ov</p>	(39)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.75 40% Ov</p>
(40)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.75 30% Ov</p>	(41)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.75 30% Ov</p>
(42)	 <p>Маркировка испытания: UL-OL R=0.5 50% Ov</p>	(43)	 <p>Маркировка испытания: OL-UL R=0.5 50% Ov</p>
(44)	 <p>Маркировка испытания: CAL R=0.7</p>	(45)	 <p>Маркировка испытания: CAL R=0.75</p>
(46)	 <p>Маркировка испытания: CAL R=0.1</p>	(47)	 <p>Маркировка испытания: CAL R=0.3</p>

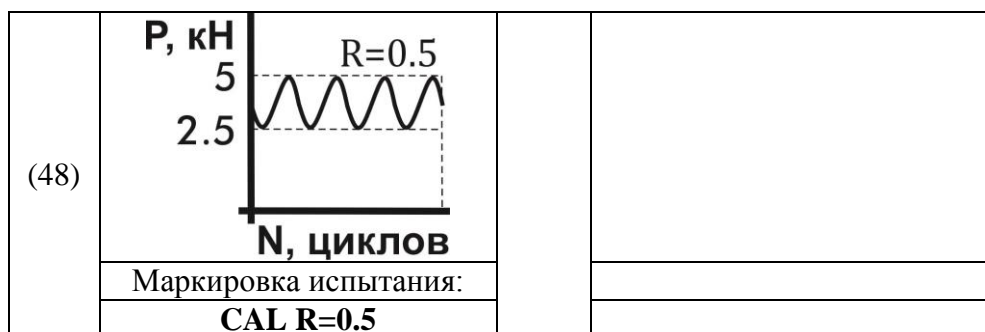


Табл. 5

Долговечность образцов из малоуглеродистой стали

Исп. по табл. 4		Долговечность, 10^6 -циклов				
Номер	Обозначение	Результат испытания	Модель Элбера	Модель Барсома	Модель Уилера	Модель Уилленборга
30	UL-OL R=0.7 50% Ov	7.41	38.3	10.4	7.41	51.6
31	OL-UL R=0.7 50% Ov	2.35	38.3	10.4	7.41	51.6
32	UL-OL R=0.7 40% Ov	5.79	46.2	10.4	6.88	41.1
33	OL-UL R=0.7 40% Ov	2.25	46.2	10.4	6.88	41.1
34	UL-OL R=0.7 30% Ov	4.36	55.3	10.4	6.35	34.1
35	OL-UL R=0.7 30% Ov	1.93	55.3	10.4	6.35	34.1
36	UL-OL R=0.75 50% Ov	10.6	129	51.5	8.79	85.6
37	OL-UL R=0.75 50% Ov	3.33	129	51.5	8.79	85.6
38	UL-OL R=0.75 40% Ov	9.05	170	51.6	8.17	68.6
39	OL-UL R=0.75 40% Ov	3.18	170	51.6	8.17	68.6
40	UL-OL R=0.75 30% Ov	6.07	227	51.7	7.56	57.1
41	OL-UL R=0.75 30% Ov	3.03	227	51.7	7.56	57.1
42	UL-OL R=0.5 50% Ov	1.44	3.56	0.46	0.718	13
43	OL-UL R=0.5 50% Ov	0.834	3.56	0.46	0.718	13
44	CAL R=0.7	1.29	3.47	1.29	1.29	1.29
45	CAL R=0.75	2.27	6.5	2.66	2.27	2.27
46	CAL R=0.1	0.0743	0.19	0.03	0.0743	0.0743
47	CAL R=0.3	0.145	0.29	0.06	0.145	0.145
48	CAL R=0.5	0.431	0.66	0.17	0.431	0.431

В результате аппроксимации экспериментальных данных, были получены кривые роста $a-N$ и КДУР $da/dN-\Delta K$, наиболее показательные из которых представлены на рис. 34. Результаты долговечностей приведены в табл. 5. Кривые $da/dN-\Delta K$ определены методом интервала ($\Delta a_{int}=2$ мм).

Было выявлено различие в результатах между испытаниями стальных образцов с противоположной последовательностью перегрузок, хотя и не столь

значительное как в испытаниях с алюминиевым сплавом: долговечность в испытании (30) больше, чем в испытании (31) в $(N_{f(30)}/N_{f(31)})=3.2$ раз; $(N_{f(32)}/N_{f(33)})=2.6$; $(N_{f(34)}/N_{f(35)})=2.3$; $(N_{f(36)}/N_{f(37)})=3.2$; $(N_{f(38)}/N_{f(39)})=2.8$; $(N_{f(40)}/N_{f(41)})=2$; $(N_{f(42)}/N_{f(43)})=1.7$. Кривые $a-N$ и $da/dN-\Delta K$ (рис. 34а-е) этих испытаний находятся на значительном расстоянии друг от друга.

Перегрузочный блок, состоящий из перегрузки-недогрузки, замедляет рост трещины по сравнению с нагружением переменной амплитуды. Этот факт нашел подтверждение в следующем сравнении: долговечность в испытании (31) больше, чем в испытании (44) в $(N_{f(31)}/N_{f(44)})=1.8$ раз; $(N_{f(33)}/N_{f(44)})=1.7$; $(N_{f(35)}/N_{f(44)})=1.5$; $(N_{f(37)}/N_{f(45)})=1.5$; $(N_{f(39)}/N_{f(45)})=1.4$; $(N_{f(41)}/N_{f(45)})=1.3$. Соответствующие кривые приведены на рис. 34а-е. Чем выше уровень перегрузки, тем ярче ее эффект.

Табл. 5

Долговечность образцов из малоуглеродистой стали (окончание)

Номер	Исп. по табл. 4 Обозначение	Результат испытания	Долговечность, 10^6 -циклов		
			Обобщ. модель Уилленборга (NASGRO)	Мод. обобщ. модель Уилленборга (NASGRO)	Модель закрытия трещины (FASTRAN)
30	UL-OL R=0.7 50% Ov	7.41	2.03	2.35	7.9
31	OL-UL R=0.7 50% Ov	2.35	1.68	1.56	7.9
32	UL-OL R=0.7 40% Ov	5.79	2.34	2.46	6.12
33	OL-UL R=0.7 40% Ov	2.25	2.15	1.99	6.12
34	UL-OL R=0.7 30% Ov	4.36	2.57	2.61	4.64
35	OL-UL R=0.7 30% Ov	1.93	2.54	2.35	4.64
36	UL-OL R=0.75 50% Ov	10.6	3.6	4.68	11.1
37	OL-UL R=0.75 50% Ov	3.33	3.55	3.41	11.1
38	UL-OL R=0.75 40% Ov	9.05	4.54	4.98	9.16
39	OL-UL R=0.75 40% Ov	3.18	4.54	4.36	9.16
40	UL-OL R=0.75 30% Ov	6.07	5.35	5.35	5.96
41	OL-UL R=0.75 30% Ov	3.03	5.35	5.15	5.96
42	UL-OL R=0.5 50% Ov	1.44	1.56	0.67	1.35
43	OL-UL R=0.5 50% Ov	0.834	0.27	0.21	1.35
44	CAL R=0.7	1.29	3.08	3.08	1.34
45	CAL R=0.75	2.27	6.79	6.79	2.41
46	CAL R=0.1	0.0743	0.105	0.105	0.0812
47	CAL R=0.3	0.145	0.176	0.176	0.161
48	CAL R=0.5	0.431	0.475	0.475	0.512

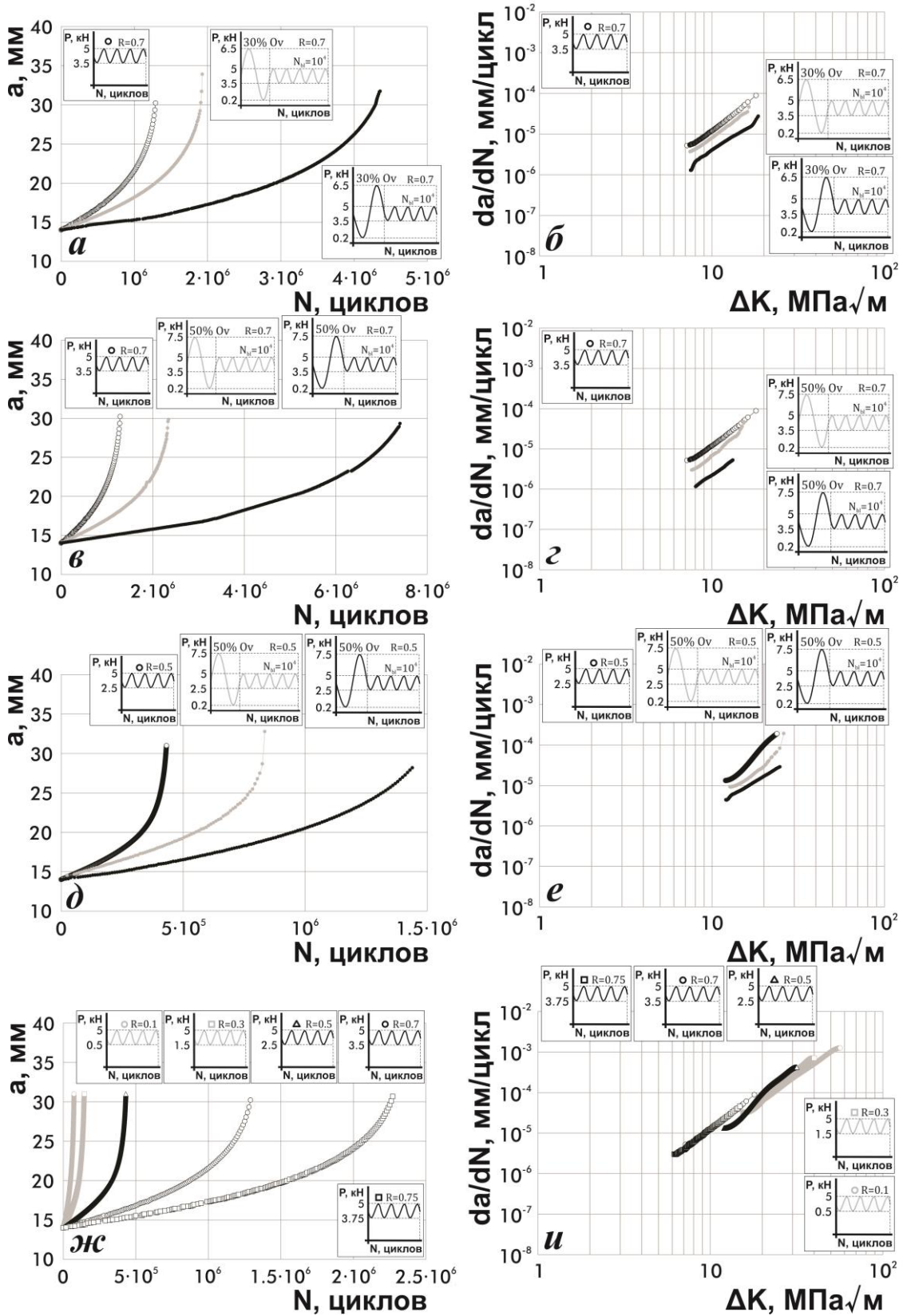


Рис. 34 - Кривые роста трещины и КДUR в испытаниях с перегрузками для малоуглеродистой стали

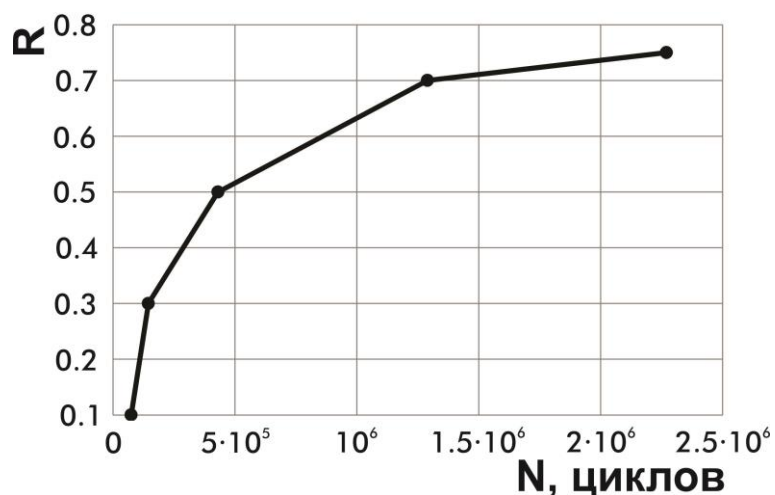


Рис. 35 - Зависимость долговечности от асимметрии циклов при нагружениях постоянной амплитуды

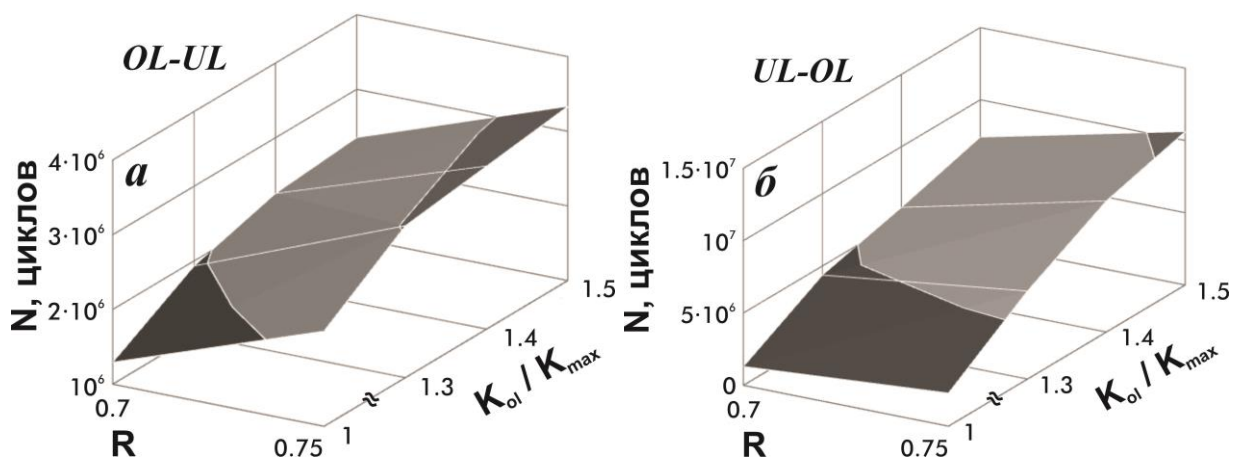


Рис. 36 - Взаимосвязь уровня перегрузки, асимметрии цикла и долговечности в испытаниях с различной последовательностью перегрузок

Сравнение результатов испытаний с постоянной амплитудой нагружения (№ 44-48) показало, что чем ниже асимметрия цикла R при одинаковом P_{max} , т. е. чем больше размах нагрузки ΔP , тем ниже долговечность (рис. 35). Соответствующие кривые роста трещины и КДУР приведены на рис. 34ж, и.

На основании значений долговечностей некоторых испытаний (№ 30-41) были построены трехмерные поверхности (рис. 36), характеризующие влияние уровня перегрузок и асимметрии цикла нагружения блока постоянной амплитуды на долговечность. Анализ этих графиков позволяет заключить: 1) увеличение уровня перегрузки в испытаниях с перегрузочным блоком из перегрузки-недогрузки или

недогрузки-перегрузки ведет к увеличению долговечности; 2) замедление роста трещины проявляется ярче при нагружении, в перегрузочном блоке которого последним полуциклом является перегрузка.

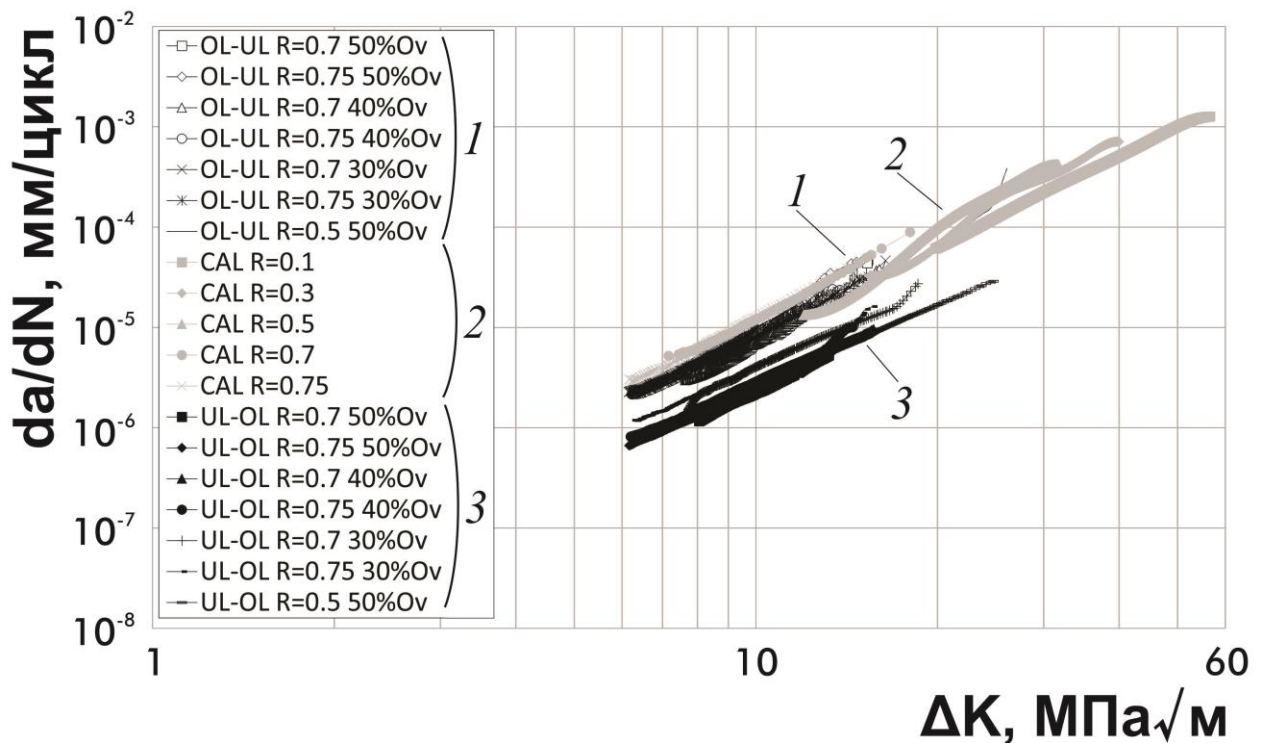


Рис. 37 - Обобщенная КДУР для малоуглеродистой стали

Обобщенная кривая КДУР для испытаний стальных образцов на рис. 37. На графике можно выделить 3 группы по признаку расположения: 1) испытания с перегрузочным блоком из недогрузки-перегрузки; 2) испытания с перегрузочным блоком из недогрузки-перегрузки; испытания с нагружением постоянной амплитуды, причем $R=0.7$ или $R=0.75$; 3) испытания с регулярным нагружением. Кривые первой группы расположены внизу графика, второй – в средней части, третьей – справа наверху, но все они формируют представление о возможном разбросе кривых КДУР для малоуглеродистой стали в околопороговом регионе скоростей роста трещины и участке Пэриса.

3.4 Оценка роста усталостных трещин при нагружениях переменной амплитуды

Помимо испытаний с перегрузками было решено провести испытания с нагружениями переменной амплитуды. В качестве основы для этих нагружений были приняты стандартные спектры MiniTWIST и MiniFALSTAFF [125], представляющие собой эксплуатационные последовательности нагрузок в области крепления крыла в фюзеляже транспортного и боевого самолетов соответственно. Однако спектры подверглись коррекции таким образом, что соотношение между минимальной и максимальной величинами нагрузки $R=P_{min}/P_{max}$ оказалось равным $R=0.4$, чтобы снизить влияние закрытия трещины, а характеры последовательностей не претерпели изменений. Было проведено 3 испытания с алюминиевыми образцами, для измененных MiniTWIST и MiniFALSTAFF с уровнями максимальной нагрузки $P_{max}=2$ кН и $P_{max}=3$ кН.

На рис. 38 показаны полученные фрагменты кривых роста и кинетических диаграмм усталостного разрушения. КДУР не подвергались аппроксимации, но несмотря на этот факт они легли вдоль одной кривой, что свидетельствует об их достоверности. Представленные фрагменты кривых охватывают в основном промежуточный участок Пэриса, поэтому при прогнозировании предполагается большая эффективность расчета с применением уже существующих моделей.

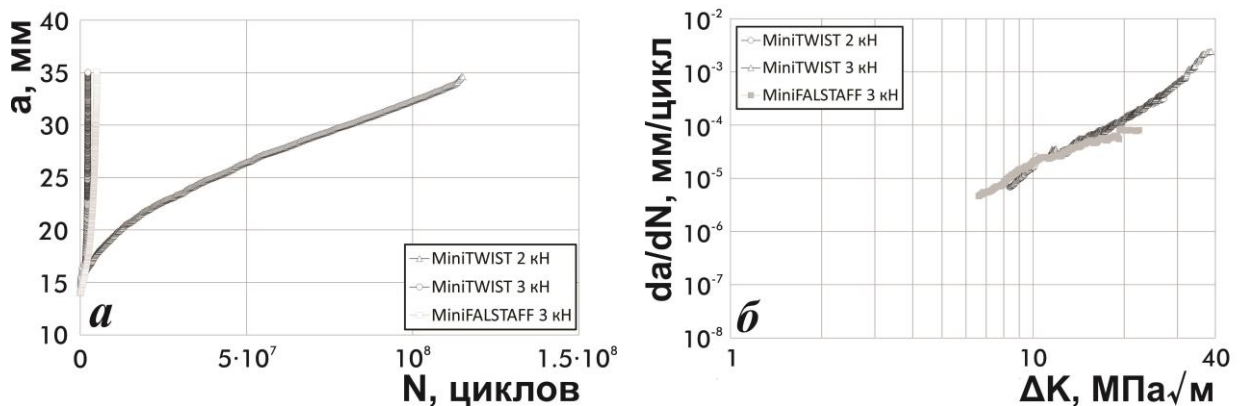


Рис. 38 – Кривые роста трещин и кинетические диаграммы усталостного разрушения для переменных нагружений в алюминиевом сплаве 2024-Т3

3.5 Фрактографический анализ разрушения исследуемых материалов при блочном нагружении

Для верификации КДУР было решено провести фрактографический анализ поверхностей разрушения образцов испытаний (20) и (22) при длинах трещин 17, 20, 24, 28 и 32 мм. Эта часть исследований осуществлялась с помощью сканирующего электронного микроскопа Versa 3D DualBeam в лаборатории ВолгГТУ. [97]

Скорость роста трещины определялась на основании измеренных в процессе фрактографического анализа расстояний между маркирующими признаками и известном числе циклов блока базового нагружения. Полученные кривые КДУР оказались схожими с кривыми, полученными ранее методом податливости (рис. 30б). Исследуемый материал подходит для фрактографических исследований, а недогрузки испытаний создали хорошо различимые полосы, отмечающие продвижение фронта трещины (рис. 40 и рис. 41), что обусловило легкость анализа. Заметно уменьшение скорости роста трещины после смены продолжительности блока базового нагружения с $N_{bl}=10^3$ на $N_{bl}=10^4$ циклов по достижении длины трещины $a=20$ мм в испытании (22) (рис. 44а, б), которое, однако, не имело место в испытании (20) (рис. 41а, б). Дальнейшее прорастание трещины в обоих испытаниях вызывает постепенное увеличение скорости роста трещины (рис. 40б-г, рис. 41б-г). По достижении длины трещины $a=32$ мм бороздки становятся плохо различимыми, что свидетельствует о переходе на верхний участок КДУР и близости разрушения образца (рис. 40д, рис. 41д).

Модель хрупкого микроразрушения объясняет природу замедления трещины процессами в поверхности вблизи ее кончика, а именно поглощением активных частиц кислорода и водорода, выделяющихся в результате химических реакций атмосферной влаги и поверхности около кончика трещины с образованием оксидов и гидроксидов [93]. Так, рост растягивающих напряжений на каждом восходящем полцикле вызывает быструю адсорбцию активных частиц и их перемещение в

область высоких местных растягивающих напряжений, имеющую размер всего несколько десятков-сотен атомных слоев. Именно поглощенные частицы вызывают дальнейшее разрушение охрупченных поверхностных слоев по I моде [93]. Доминирующую роль в микроразрушении играет поглощенный водород, а влияние кислорода в нормальных условиях незначительно [29], однако присутствие кислорода в разрушенных слоях позволяет судить о присутствии водорода, т.к. интенсивность поглощения активных частиц обуславливается одним механизмом. [48]

Итак, повышенное содержание оксидов на поверхности разрушения после растягивающей перегрузки, соответствие которой устанавливается по маркирующему признаку, вызываемому сжимающей перегрузкой, может подтвердить тот факт, что перегрузки вызывают повышенное поглощение активных частиц слоями материала вблизи фронта трещины. Для установления этого факта была проведена энергодисперсионная рентгеновская спектроскопия поверхностей разрушения на базе микроскопа Versa 3D DualBeam с целью определения весового содержания кислорода [98].

На рис. 42 и рис. 43 приведено распределение весового содержания кислорода на поверхностях разрушения образцов испытаний (20) и (22) при различной длине трещины, выявленное вдоль сплошной белой прямой на основании 300-400 проб и одинаковом увеличении. Белые пунктирные линии отмечают области графиков, соответствующие бороздке и, следовательно, перегрузочному блоку. Анализ распределений содержания кислорода показал, что областям, следующим за маркирующим признаком, часто соответствует скачок весового содержания кислорода $\omega(O)$. Чем больше маркирующих признаков попало в анализируемую область, тем больше таких скачков было выявлено. Амплитуда скачков уменьшается по мере разрастания трещины, что может быть объяснено тем, что рост пластической зоны перегрузки ведет к увеличению области проникновения

активных частиц на фоне уменьшения их градиента распределения по толщине атомных слоев [93].

Статистический анализ позволил построить график зависимости среднего весового содержания кислорода $\omega(O)$ на поверхности разрушения от длины трещины (рис. 39а). Оказалось, что содержание кислорода на поверхности образца испытания (22) незначительно выше, чем в испытании (20). Ожидался противоположный итог, однако модель хрупкого микроразрушения допускает исход активных частиц из объема материала вследствие сжимающих полуциклов, поэтому эмпирический результат не противоречит ей. Также был построен график зависимости среднеквадратического отклонения весового содержания кислорода $MSD(\omega(O))$ от длины трещины a (рис. 39б). Установлено падение $MSD(\omega(O))$ по мере роста трещины в обоих случаях, что может быть объяснено уменьшением градиента распределения активных частиц по толщине материала. Несмотря на результаты, которые могут свидетельствовать в пользу модели хрупкого микроразрушения вследствие водородного охрупчивания, все же они не могут стать основой для разработки количественной теории оценки влияния водорода на долговечность.

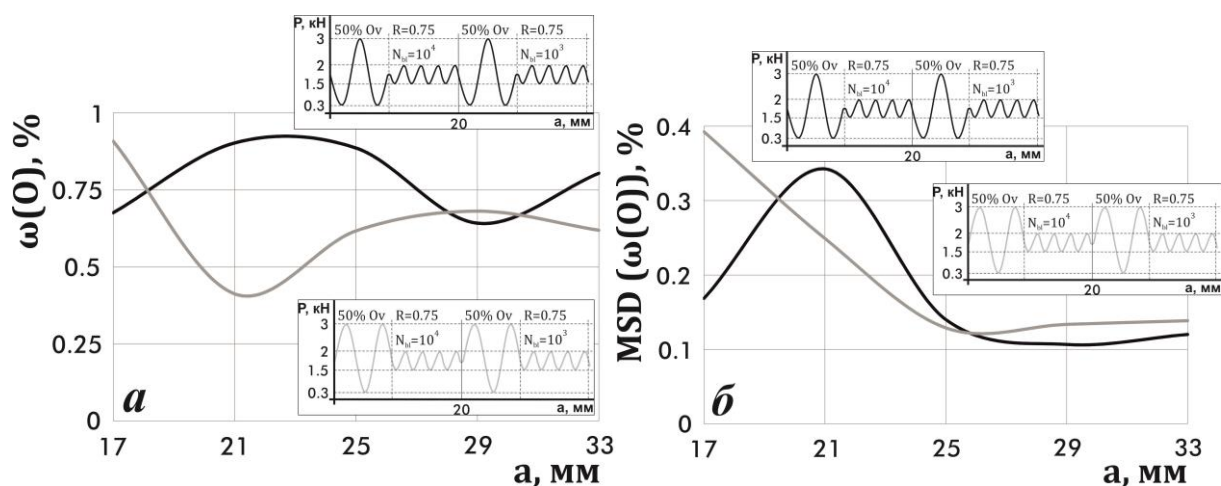


Рис. 39 - Весовое содержание кислорода на поверхностях разрушения для испытаний (22) и (20) по результатам энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии

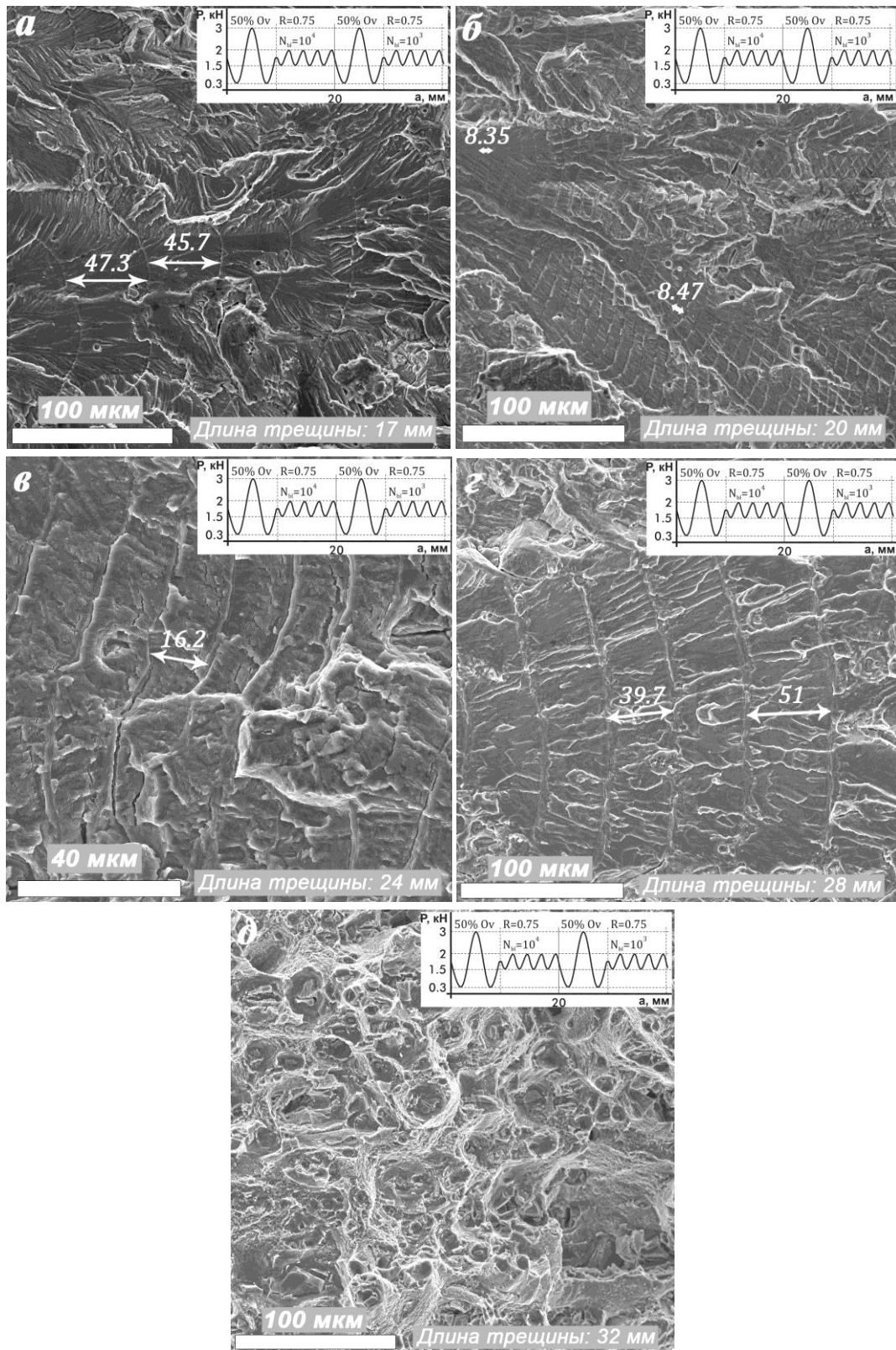


Рис. 40 - Фрактография поверхностей разрушения испытания (22)

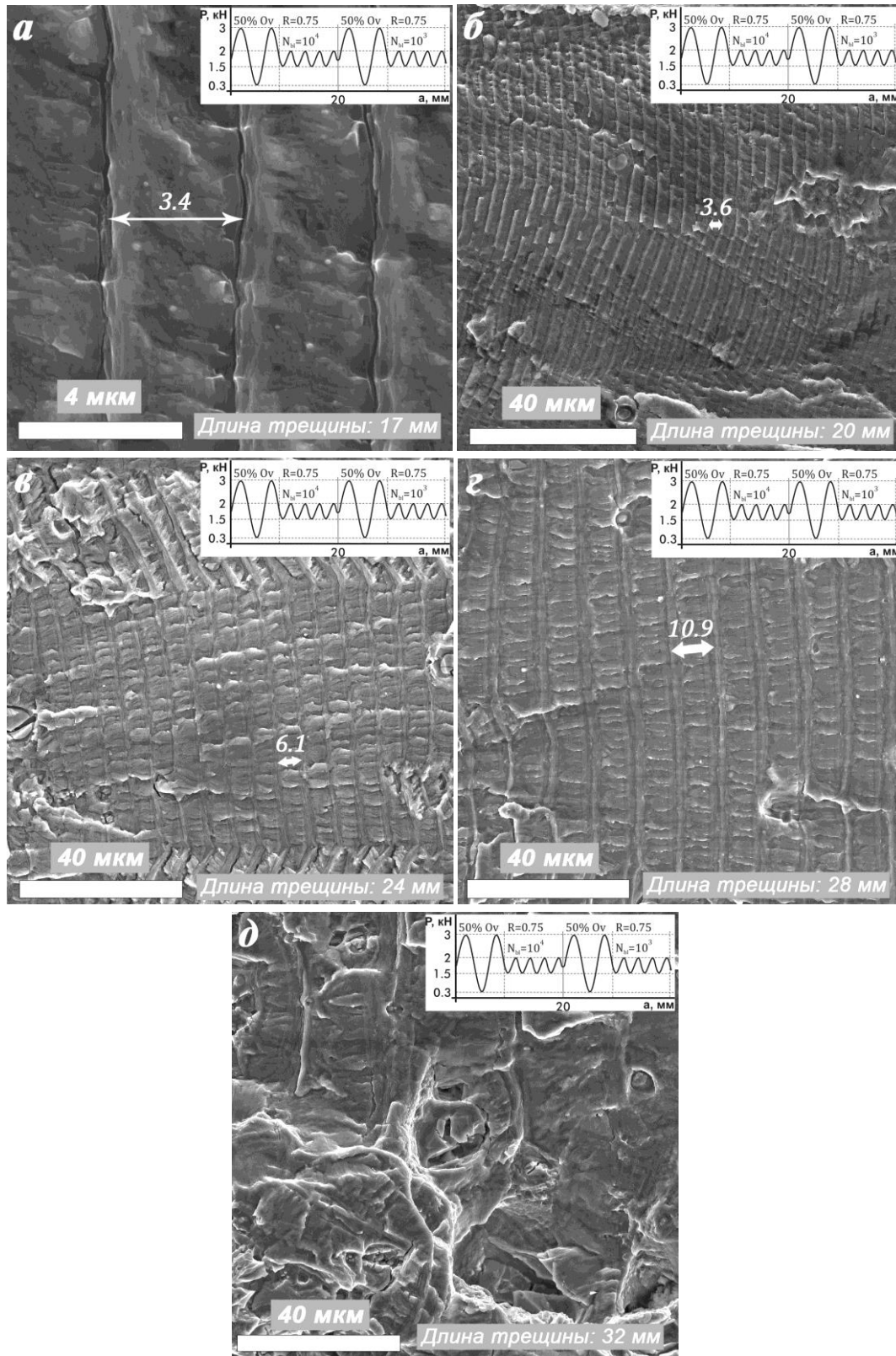


Рис. 41 - Фрактография поверхностей разрушения испытания (20)

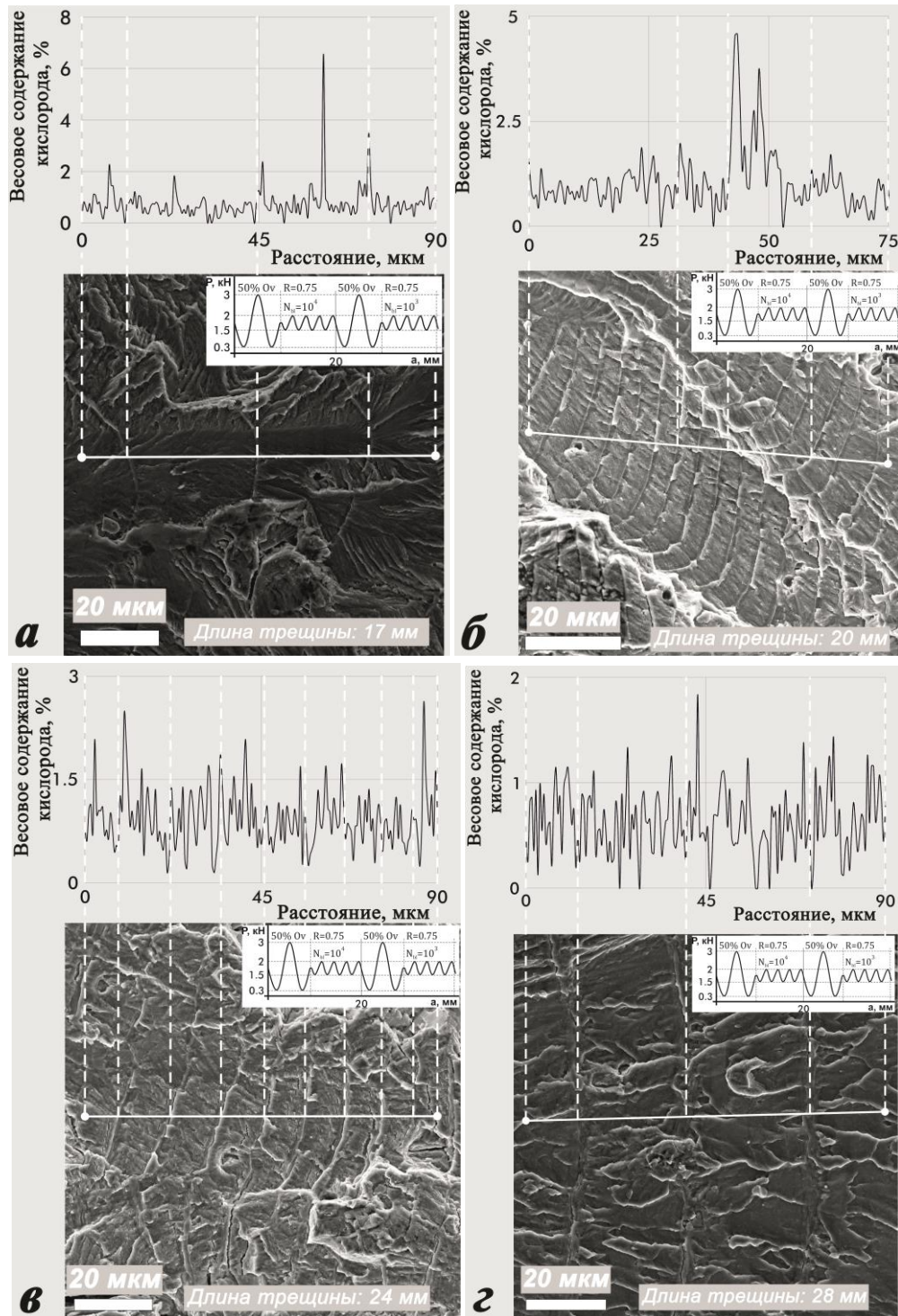


Рис. 42 - Весовое содержание кислорода на поверхностях разрушения при различной длине трещины для испытания (22)

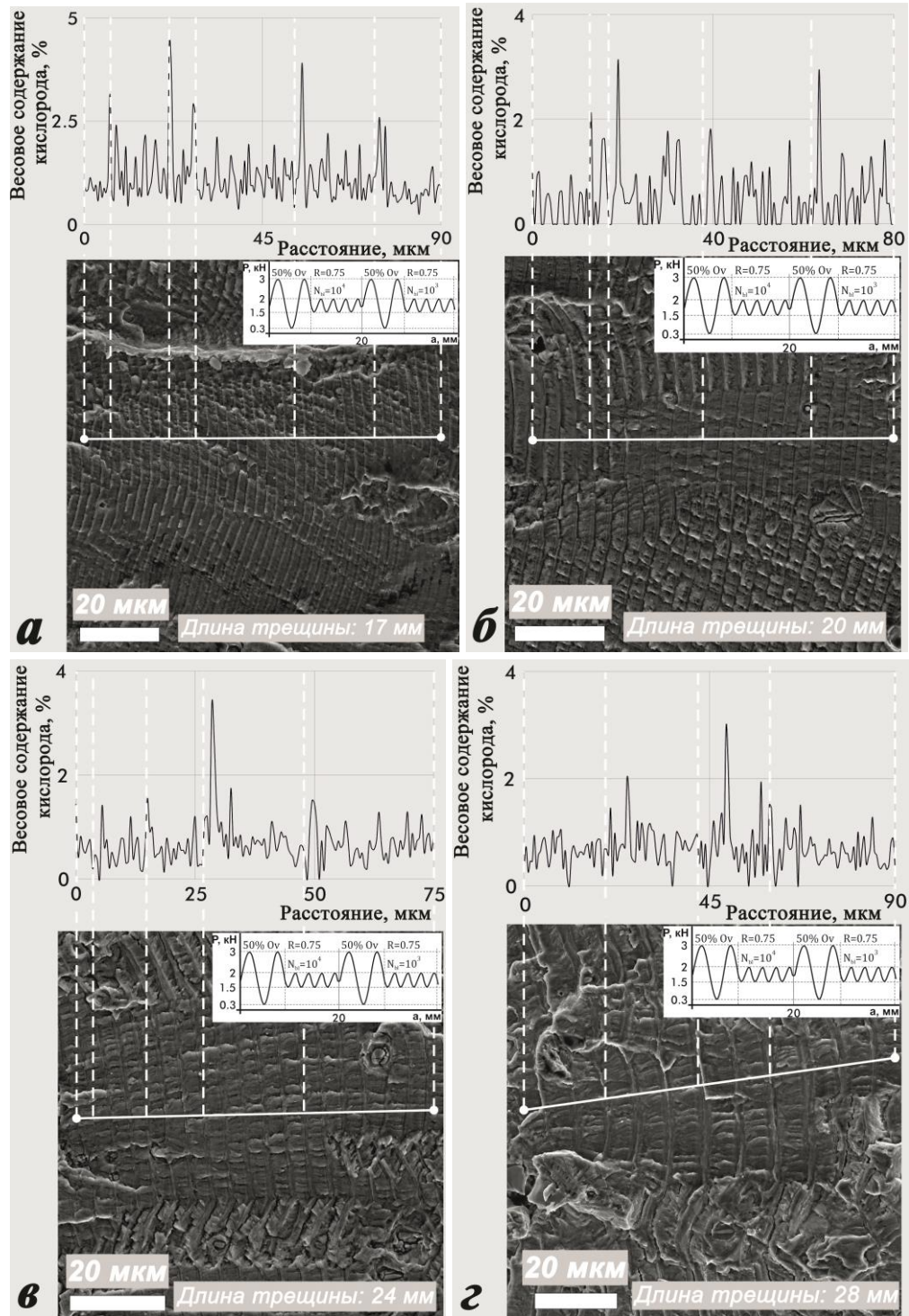


Рис. 43 - Весовое содержание кислорода на поверхностях разрушения при различной длине трещины для испытания (20)

3.6 Сравнительный анализ величин долговечности по существующим моделям механики разрушения

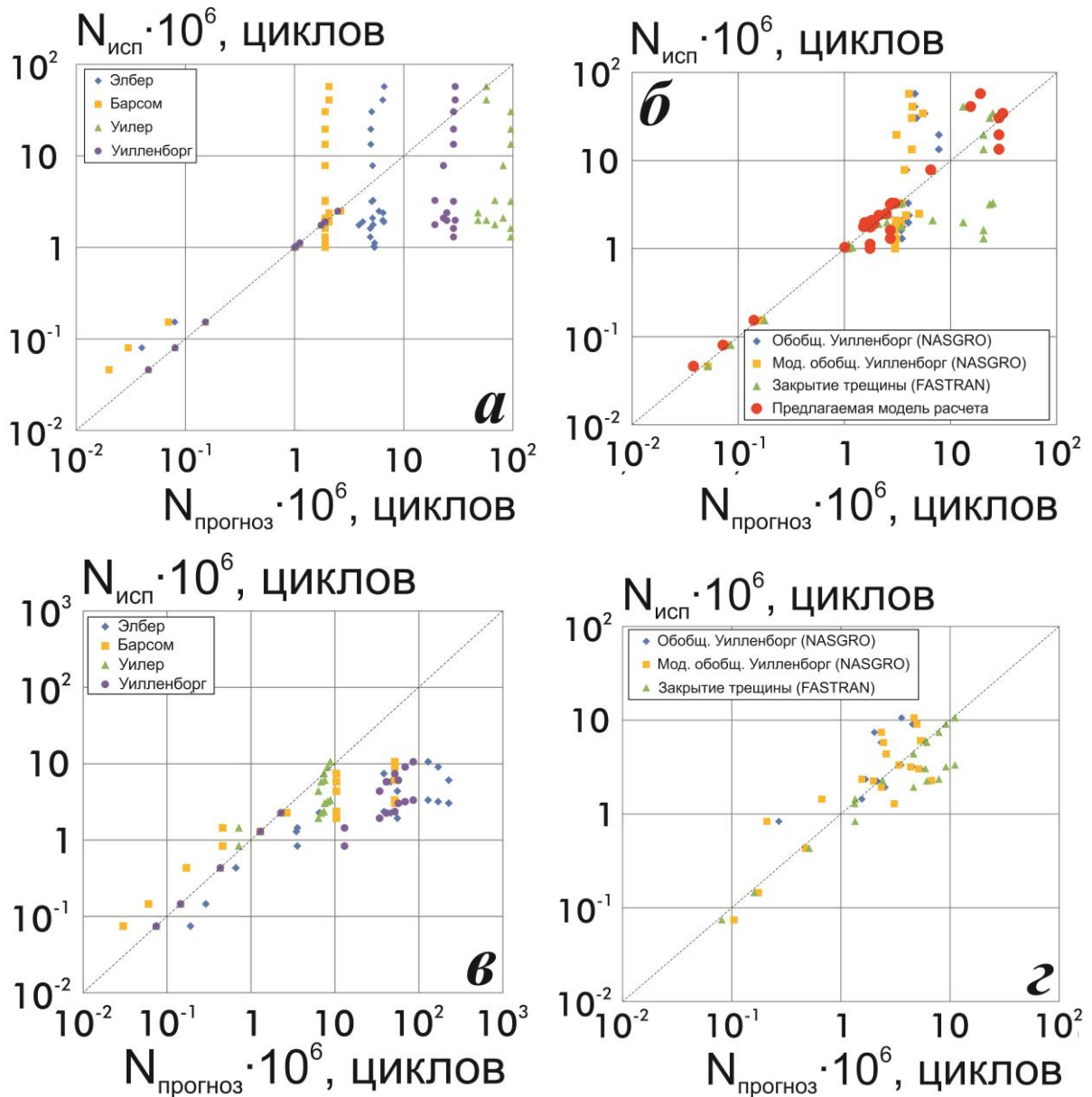


Рис. 44 – Корреляция экспериментальных и прогнозируемых результатов усталостной долговечности для алюминиевого сплава 2024-T3 (а, б) и малоуглеродистой стали (в, г)

На рис. 44 приведены результаты сравнительного анализа кинетики роста трещин по существующим и предлагаемой модели для испытаний с перегрузками. Очевидно, что модели Элбера, Барсома, Уилера и Уилленборга практически не

учитывают последовательность перегрузок в перегрузочном блоке и прогнозируют усталостную долговечность менее эффективно, чем модели NASGRO и FASTRAN. Для всех моделей заметно падение точности прогнозов при увеличении долговечности испытаний, выражающееся в разбросе точек в верхней правой части всех графиков. Также на рис. 44 показаны значения для предлагаемой модели учета местных напряжений у вершины трещины, основа которой изложена в главе 4. Можно заключить, что предлагаемая модель может прогнозировать долговечность не менее точно, чем коммерческие модели для проведенных испытаний.

Для модели Уилера по испытанию (7), соответствующего по характеру нагружения рекомендуемому режиму нагружения, был подобран аппроксимирующий коэффициент $p_s=0.523$. Серым цветом в табл. 5 обозначены ячейки со значениями, которые модель определить не может (или использует в качестве входных данных для прочих испытаний), желтым цветом – ячейки, значения в которых получены путем исходной подгонки аппроксимирующих коэффициентов.

В табл. 6 - табл. 8 приведены значения коэффициентов корреляции величин усталостной долговечности r , уравнения кривых математического ожидания, среднеквадратические отклонения S_σ и доверительные интервалы γ при доверительном уровне в 95 %. Статистические показатели в табл. 6 и табл. 7 вычислялись для выборок, включающих все испытания и испытания OL-UL, UL-OL и CAL соответственно. Такая необходимость была продиктована тем фактом, что коэффициенты p и q подбирались при осреднении значений именно вышеуказанных типов испытаний, что и может обуславливать высокий коэффициент корреляции.

Модели, представленные в NASGRO, проявляют умеренную связь между прогнозами и экспериментальными результатами, а модели FASTRAN и предлагаемая модель учета напряжений могут демонстрировать и сильную степень тесноты связи, что говорит об их большей эффективности. Таким образом, FASTRAN позволяет получить лучшие результаты нежели NASGRO. Однако

заметим, что величина коэффициента корреляции для модели FASTRAN оказалась выше для результатов испытаний с малоуглеродистой сталью, а фрагменты КДУР этих испытаний принадлежат переходному периоду между околопороговым участком КДУР и режимом Пэриса, поэтому при снижении уровня нагрузки возможно ухудшение прогнозирующей способности модели. Напротив, предлагаемая модель учета местных напряжений еще имеет перспективы для улучшения прогнозов, поэтому предлагаемая модель кажется более удачной, чем FASTRAN. Для малоуглеродистой стали расчеты усталостной долговечности по модели учета местных напряжений не были проведены потому, т. к. не были получены надежные экспериментальные результаты определения порогового размаха КИН ΔK_{th} , что связано с требованиями к длительности и непрерывности испытания. При успешном проведении испытаний по определению ΔK_{th} (приложение 1) расчет может быть быстро выполнен, т. к. этапы методик расчетов по всем вышеуказанным моделям частично автоматизированы в соответствующем коммерческом или оригинальном программном обеспечении.

Согласно табл. 6 - табл. 7 коэффициент корреляции наиболее высок для предлагаемой модели, чем для прочих, что свидетельствует о ее эффективности прогнозирования при малых скоростях роста макротрещины, низких уровнях перегрузок и высокой асимметрии цикла. На рис. 45 представлены границы доверительных интервалов и кривые математического ожидания для предлагаемой модели. На рис. 45а, в показаны границы доверительных интервалов и кривые математического ожидания для выборок, включающих испытания OL-UL, UL-OL и CAL и все испытания соответственно.

На рис. 45б, г показаны те же графики, что на рис. 45а, в, но без учета регулярных нагружений с низкой асимметрией цикла.

Статистические показатели для выборки из продолжительности роста трещины для всех испытаний с алюминиевым сплавом 2024-T3

Модель прогнозирования	Уравнение кривой математического ожидания	S_σ , 10^6 циклов	γ (95%), 10^6 циклов	r
Модель закрытия Элбера	$N_{\text{прогноз}}=1.662 \cdot N_{\text{исп}}^{0.7103}$	7.33	2.75	0.325
Статистическая модель Барсома	$N_{\text{прогноз}}=0.7522 \cdot N_{\text{исп}}^{0.579}$	1.94	0.73	0.228
Модель Уилера	$N_{\text{прогноз}}=4.2638 \cdot N_{\text{исп}}^{1.1358}$	100	37.7	0.33
Модель Уилленборга	$N_{\text{прогноз}}=2.644 \cdot N_{\text{исп}}^{0.9607}$	28.8	10.8	0.492
Обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=1.5028 \cdot N_{\text{исп}}^{0.5876}$	3.48	1.31	0.469
Модифицированная обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=1.3952 \cdot N_{\text{исп}}^{0.5427}$	2.69	1.01	0.479
Модель закрытия трещины (FASTRAN)	$N_{\text{прогноз}}=1.7877 \cdot N_{\text{исп}}^{0.8466}$	11.9	4.49	0.525
Предлагаемая модель учета местных напряжений на удалении от вершины трещины	$N_{\text{прогноз}}=1.0362 \cdot N_{\text{исп}}^{0.9388}$	7.64	2.87	0.759

В табл. 9 приведены значения экспериментальных и расчетных величин усталостной долговечности для испытаний с переменными нагрузениями в алюминиевом сплаве. Следует отметить, что результаты расчета с использованием классических моделей прогнозирования роста усталостной трещины плохо согласуются с экспериментальными значениями долговечности в испытаниях со спектрами, кроме того, эти модели разрабатывались для учета воздействия одиночных перегрузок, поэтому не включены в сравнение. Максимальное значение долговечности, которое можно получить в NASGRO – 10^8 циклов, оно было получено для MiniTWIST с $P_{max}=2$ кН. NASGRO, FASTRAN и оригинальное программное обеспечение использовали режим поциклового расчета усталостной долговечности в отличие от испытаний с перегрузками.

Статистические показатели для выборки из продолжительности роста трещины для испытаний с перегрузочным блоком из перегрузки-недогрузки, недогрузки-перегрузки и регулярных нагружений на алюминиевом сплаве 2024-T3

Модель прогнозирования	Уравнение кривой математического ожидания	S_{σ} , 10^6 циклов	γ (95%), 10^6 циклов	r
Модель закрытия Элбера	$N_{\text{прогноз}}=1.2194 \cdot N_{\text{исп}}^{0.9363}$	11.9	5.45	0.346
Статистическая модель Барсома	$N_{\text{прогноз}}=0.5884 \cdot N_{\text{исп}}^{0.7677}$	2.99	1.37	0.267
Модель Уилера	$N_{\text{прогноз}}=4.6676 \cdot N_{\text{исп}}^{1.258}$	147	67.5	0.387
Модель Уилленборга	$N_{\text{прогноз}}=2.7695 \cdot N_{\text{исп}}^{1.077}$	42.1	19.4	0.507
Обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=1.2757 \cdot N_{\text{исп}}^{0.6829}$	4.11	1.89	0.52
Модифицированная обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=1.2051 \cdot N_{\text{исп}}^{0.6715}$	3.66	1.68	0.537
Модель закрытия трещины (FASTRAN)	$N_{\text{прогноз}}=1.5359 \cdot N_{\text{исп}}^{0.9172}$	11.4	5.25	0.58
Предлагаемая модель учета местных напряжений на удалении от вершины трещины	$N_{\text{прогноз}}=0.8835 \cdot N_{\text{исп}}^{0.9606}$	4.36	2	0.89

Для испытаний с $P_{\max}=2$ кН расчетные значения долговечности по всем моделям ниже, чем экспериментальные. Для испытаний с $P_{\max}=3$ кН такого не наблюдалось. Точность прогнозов испытаний со спектрами вполне сопоставима с точностью прогнозов испытаний с перегрузками несмотря на иной режим расчета. Помимо предлагаемой модели наиболее точной моделью является модель закрытия FASTRAN. Отметим, что предлагаемая модель прогнозирует меньшие сроки службы, чем имеют место на самом деле, т. е. $N_{\text{прогноз}} < N_{\text{исп}}$, что может быть связано с действием закрытия трещины. Модели NASGRO демонстрируют менее точные расчетные значения, чем FASTRAN и предлагаемая модель. Таким образом, показана эффективность предлагаемой модели для расчетов усталостной

долговечности испытаний с нагружением переменной амплитуды, а не только испытаний с перегрузками.

Табл. 8

Статистические показатели для выборки из продолжительности роста трещины для испытаний с малоуглеродистой сталью

Модель прогнозирования	Уравнение кривой математического ожидания	S_{σ} , 10^6 циклов	γ (95%), 10^6 циклов	r
Модель закрытия Элбера	$N_{\text{прогноз}}=6.4947 \cdot N_{\text{исп}}^{1.553}$	75.7	33.9	0.556
Статистическая модель Барсома	$N_{\text{прогноз}}=1.4555 \cdot N_{\text{исп}}^{1.6699}$	20	8.97	0.739
Модель Уилера	$N_{\text{прогноз}}=1.3016 \cdot N_{\text{исп}}^{1.0686}$	3.18	1.42	0.347
Модель Уилленборга	$N_{\text{прогноз}}=4.4229 \cdot N_{\text{исп}}^{1.5372}$	34	15.2	0.24
Обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=1.0348 \cdot N_{\text{исп}}^{0.7862}$	1.85	0.829	0.45
Модифицированная обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	$N_{\text{прогноз}}=0.9609 \cdot N_{\text{исп}}^{0.8262}$	1.73	0.777	0.563
Модель закрытия трещины (FASTRAN)	$N_{\text{прогноз}}=1.4346 \cdot N_{\text{исп}}^{1.0207}$	2.95	1.32	0.751

Табл. 9

Экспериментальные и расчетные величины долговечности в испытаниях с переменными нагружениями в алюминиевом сплаве, млн циклов

Спектр	MiniTWIST (2 кН)	MiniTWIST (3 кН)	MiniFALSTAFF (3 кН)
Результат испытания	115	2.34	4.95
Обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	100	3.91	8
Модифицированная обобщенная модель Уилленборга (NASGRO)	84.5	3.43	7.05
Модель закрытия трещины (FASTRAN)	97.4	2.62	5.6
Предлагаемая модель учета местных напряжений	108	1.97	4.13

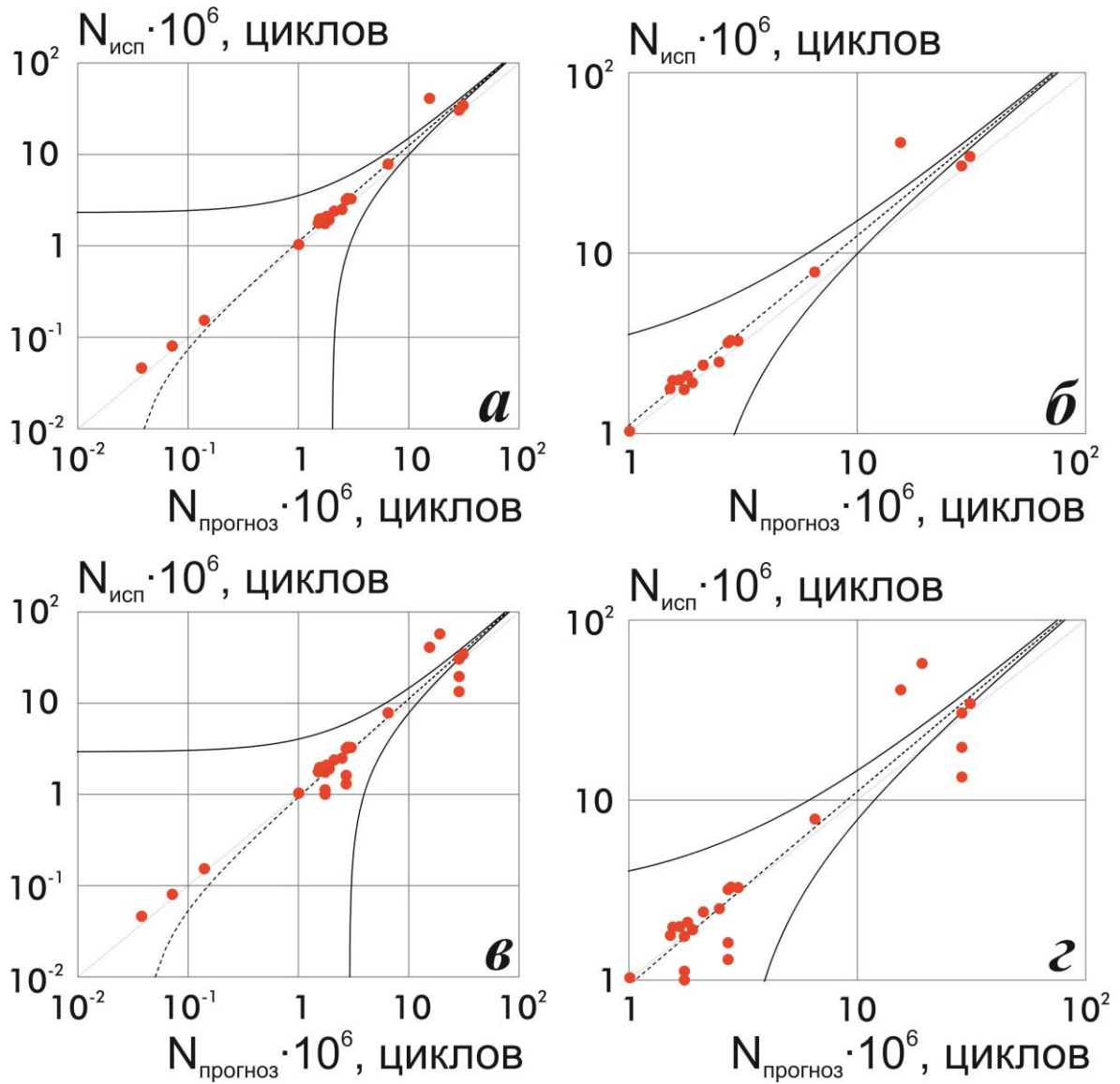


Рис. 45 – Доверительный интервал (доверительный уровень 95 %) и математическое ожидание для предлагаемой модели прогнозирования и выборки из результатов всех испытаний (а, б) и испытаний OL-UL, UL-OL и CAL (в, г)

3.7 Выводы по главе 3

Итак, на основании материала главы 3 можно заключить выводы:

1. Предложена новая методика фотометрического анализа закрытия трещины при нагружении постоянной и переменной амплитуды. Фотометрический анализ испытаний с нагружениями постоянной и переменной амплитуды подтвердил результаты лазерной интерферометрии при аналогичных испытаниях о том, что уровень закрытия трещины в моделях закрытия трещины, таких как модели Элбера и FASTRAN, переоценен. Предложенная методика позволяет проводить более детальное изучение уровня закрытия трещины, в том числе и неполного закрытия трещины. Кроме того, предложенная методика фотометрического анализа дешевле лазерной интерферометрии и доступнее для лабораторий.

2. Полученные при испытаниях алюминиевого сплава и малоуглеродистой стали кривые роста трещины, КДУР и значения долговечности образцов наглядно продемонстрировали важность учета последовательности нагрузок в истории нагружения. Разница в продолжительности роста усталостной трещины в алюминиевом сплаве в испытаниях с перегрузочными блоками из перегрузки-недогрузки различной последовательности достигла 20 раз! Фрактографический анализ подтвердил достоверность полученных результатов.

3. Программное обеспечение NASGRO и FASTRAN, использует гибридные модели расчета продолжительности роста усталостной трещины, чтобы, сочетая преимущества составляющих моделей, добиться более достоверных прогнозов. В работе показано, что некоторые результаты применения этих программ в области малых скоростей роста трещины и уровнях перегрузки, а также высокой асимметрии цикла при нагружениях переменной амплитуды могут демонстрировать невысокие значения коэффициентов корреляции и плохо учитывают последовательность нагружения.

4. Результаты энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии поверхностей разрушения образцов показали возможность влияния диффузии частиц из среды при перегрузках на скорость роста усталостной трещины в алюминиевом сплаве. Наиболее очевидной причиной этого влияния кажется охрупчивание, происходящее при адсорбции частиц водорода и кислорода, появляющихся в результате реакции металла у вершины трещины с влагой. Прямого доказательства влияния водорода в работе не представлено, но результаты испытаний в вакууме, средах кислорода, азота, водорода, инертных газах наводят на мысль об охрупчивающем действии именно водорода. Эти доводы могут использоваться для физического обоснования предлагаемой модели при дальнейшем ее развитии.

5. Прогнозирование усталостной долговечности с использованием различных моделей в испытаниях со спектрами нагружения показало недостаточную эффективность существующих моделей для прогнозирования продолжительности роста усталостной трещины при нагружении переменной амплитуды.

4 МОДЕЛИРОВАНИЕ РОСТА УСТАЛОСТНЫХ ТРЕЩИН ДЛЯ РАСЧЕТА ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ НАГРУЖЕНИИ

4.1 Дилемма Даля-Рота и фрактографический анализ испытаний с переменной продолжительностью блока базового нагружения

В настоящее время среди прочих моделей прогнозирования усталостного роста трещин более популярны модели закрытия трещины. Опираясь на критику моделей пластичности около вершины трещины, многие пришли к выводу, что закрытие объясняет все эффекты и скептически встречают новые подходы [99]. Это связано и с тем, что при переменном нагружении функцию открытия трещины определяют с использованием сложных конечно-элементных техник, часто внедренных в коммерческие программные продукты [100], а такая теоретизация отдалила ученых от действительной картины феномена, потому значительный потенциал исследования скрыт в экспериментальных исследованиях закрытия трещины.

Современные модели, реализованные в коммерческом программном обеспечении, обычно представляют собой гибриды, сочетающие преимущества моделей закрытия трещины и пластичности около вершины трещины. Однако вопрос о доминирующей роли составляющих феноменов все еще поднимается в научном сообществе. Например, Даль и Рот поднимали вопрос о том, что вызывает задержку трещины вследствие перегрузки – закрытие трещины или местные сжимающие напряжения в пластической зоне около кончика трещины [101]. Было проведено регулярное нагружение образца с центральной трещиной из алюминиевого сплава 2024-T3, который предварительно был подвергнут вдавливанию шариком (рис. 46) [29]. Четыре вдавливания навели сжимающие напряжения, что должно было вызвать замедление роста трещины. Испытание показало, что рост трещины между вдавливаниями ($a_1 < a < a_2$) остался почти

неизменным, а при большей длине трещины ($a > a_2$) скорость роста упала. Это можно объяснить высоким закрытием трещины вследствие пластичности в следе трещины, вызвавшей большее схождение поверхностей разрушения, чем в образце без вдавливающих. Но распространена следующая трактовка [1, 29]: замедление трещины связано с закрытием трещины, а не с местными напряжениями у ее вершины.

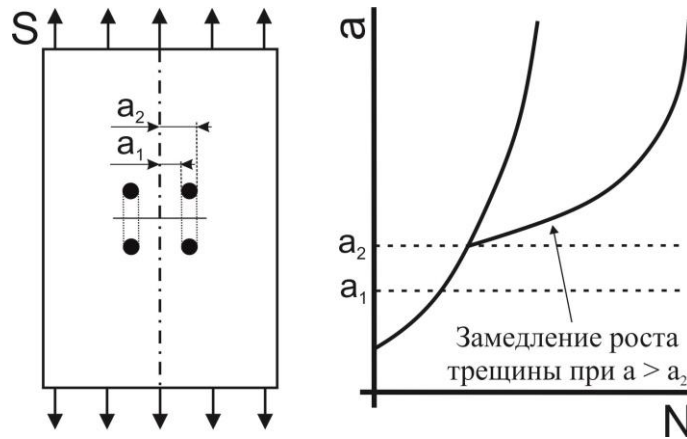


Рис. 46 - Результаты опыта Блажевича с вдавливанием шарика [29]

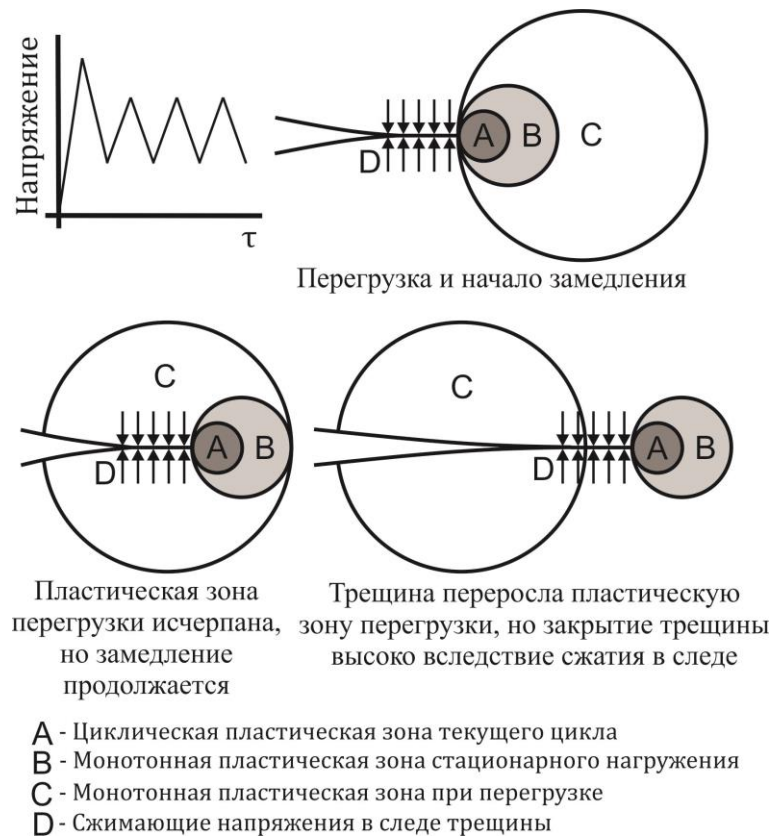


Рис. 47 - Влияние местных напряжений у вершины и в следе трещины на замедление роста трещины вследствие перегрузки [48]

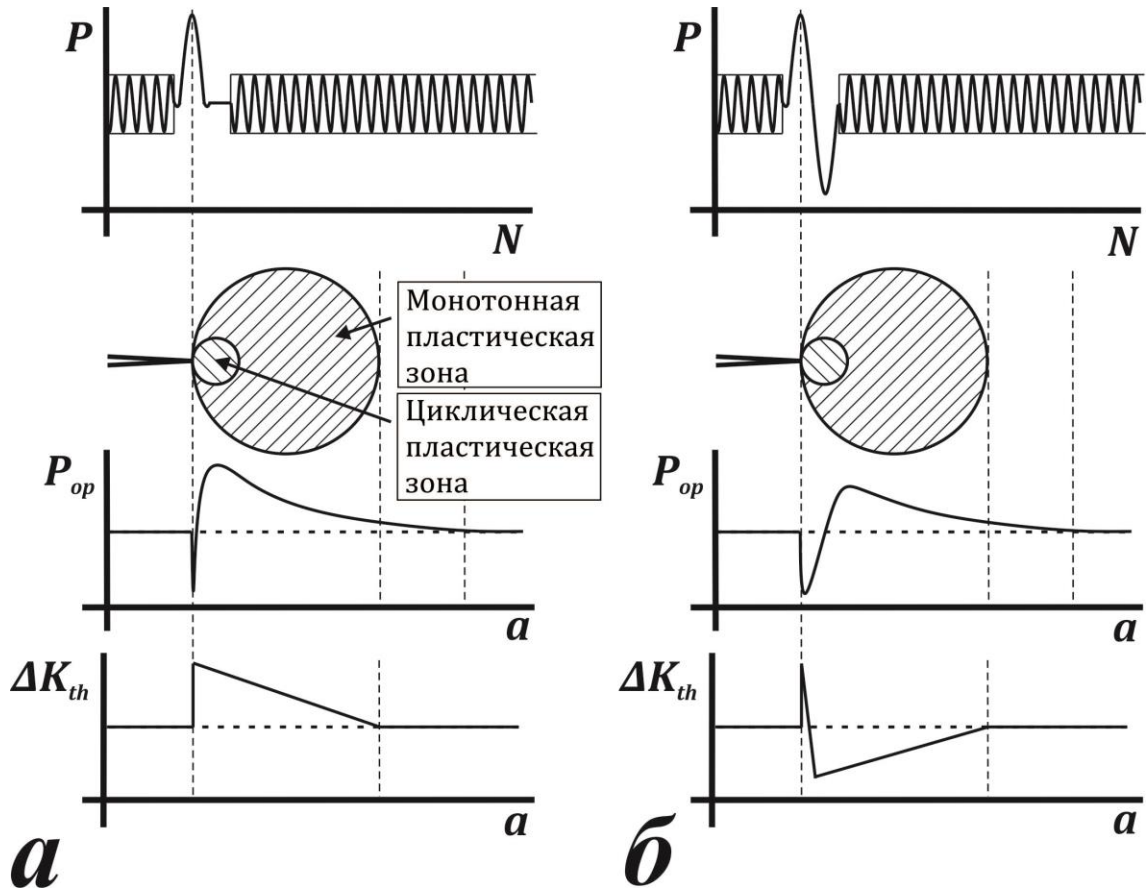


Рис. 48 - Влияние перегрузок различного характера на изменение усилия открытия трещины и пороговый размах КИН

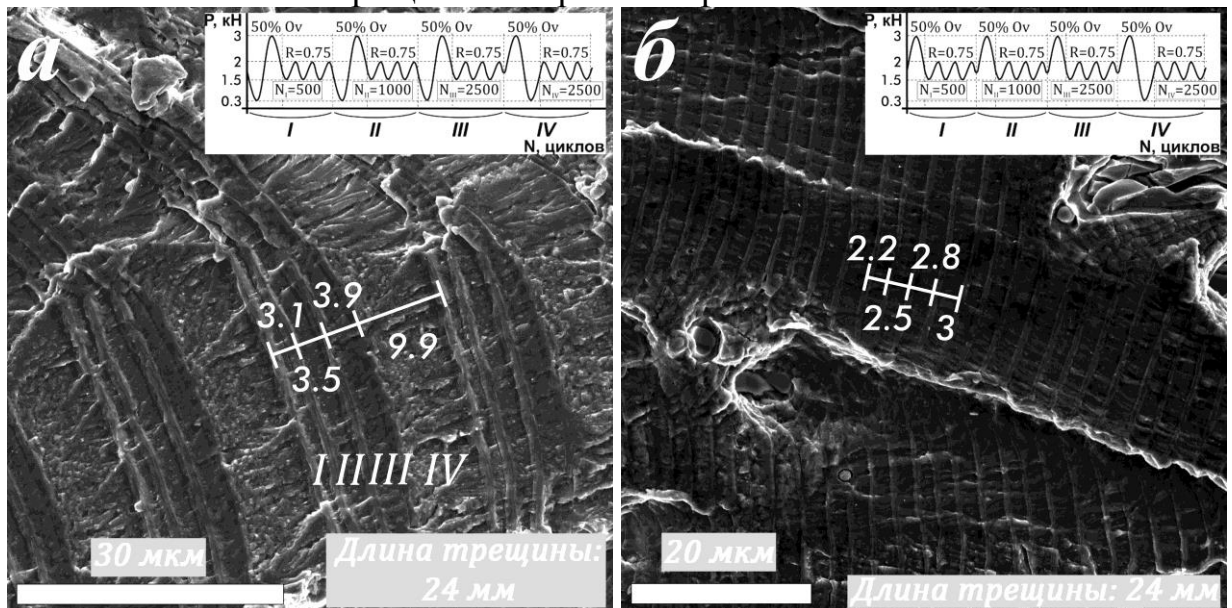


Рис. 49 - Фрактографические снимки алюминиевого сплава 2024-T3 в результате испытаний с различным характером перегрузок

Одним из недостатков моделей закрытия трещины является невозможность учета последовательности нагрузок в истории нагружения, в частности, последовательности перегрузок в перегрузочном блоке [65]. Модели пластичности около вершины трещины также часто подвержены этому [61, 63]. Однако модели учета местных напряжений около вершины трещины этого недостатка лишены.

Было решено провести специальные испытания, чтобы продемонстрировать важность учета последовательности перегрузок, и, обобщая, эффекта взаимодействия амплитуд истории нагружения. Для испытаний были выбраны алюминиевые и стальные С(Т) образцы, толщиной 5 и 12.5 мм соответственно. Испытания алюминиевых образцов проводились в лаборатории кафедры “Сопротивление материалов” Волгоградского государственного технического университета, а стальных – в Томском Политехническом Университете [102]. План испытаний состоял из 2 испытаний – с перегрузочным блоком из перегрузки и с перегрузочным блоком из недогрузки-перегрузки. В испытаниях были постоянны и одинаковы уровень перегрузки ($K_{ol}/K_{max}=1.5$), асимметрия цикла базового нагружения $R=0.75$, максимальная нагрузка базового нагружения $P_{max}=2$ кН (для алюминиевых образцов). В обоих нагружениях, состоящих из 4 блоков базового нагружения, разделенных перегрузочными блоками, варьировалась продолжительность блока базового нагружения: 1) $N_{bl1}=500$ циклов; 2) $N_{bl2}=1000$ циклов; 3) $N_{bl3}=2500$ циклов; 4) $N_{bl4}=2500$ циклов. В первом испытании (№ 49) перегрузочные блоки были следующие: 1) перегрузка; 2) перегрузка; 3) перегрузка; 4) перегрузка-недогрузка. Во втором испытании (№ 50) перегрузочные блоки были иные: 1) недогрузка-перегрузка; 2) недогрузка-перегрузка; 3) недогрузка-перегрузка; 4) перегрузка-недогрузка. Режим нагружений стальных образцов отличался лишь величиной максимальной нагрузка базового нагружения - $P_{max}=8$ кН.

Модель закрытия трещины не делает значительных отличий между вышеуказанными перегрузочными блоками, поэтому рост трещины на каждом

блоке базового нагружения согласно модели, зависит преимущественно от продолжительности блока. Фрактографический анализ поверхностей разрушения (рис. 49) позволил сделать следующие замечания. Очевидно, расстояние между бороздками на поверхности разрушения образца растет с увеличением продолжительности блока базового нагружения, поэтому, чем больше последнее, тем больше приращение трещины в течение блока. В испытании № 49 величина приращения в течение IV блока сопоставимо с приращениями предыдущих блоков, в отличие от испытания № 50, в котором приращение в 2-3 раза больше приращений любого другого блока. Обратим внимание, что продолжительность III блока равна продолжительности IV блока, таким образом, замедление после недогрузки-перегрузки сильнее, чем после перегрузки-недогрузки, что не может быть учтено моделью закрытия трещины. Фрактографический анализ стальных образцов подтвердил полученные результаты [102]. Таким образом, кажется справедливым вывод, что в околопороговом регионе скоростей роста трещины работают оба механизма – и закрытие, и влияние местных напряжений и их действие можно различить при перегрузках [30].

Одна из перспективных моделей учета местных напряжений у вершины трещины разрабатывается Сундером [48]. В 2005 г., обобщив результаты испытаний разных авторов и собственные, в том числе в глубоком вакууме и различных окружающих средах, он сформулировал качественную теорию хрупкого разрушения [93]. Эта теория объясняет природу замедления трещины процессами в поверхности вблизи ее кончика, а именно поглощением активных частиц кислорода и водорода, выделяющихся в результате химических реакций атмосферной влаги и поверхности около кончика трещины с образованием оксидов и гидроксидов. Так, рост растягивающих напряжений на каждом восходящем полуцикле вызывает быструю адсорбцию активных частиц и их перемещение в область высоких местных растягивающих напряжений, имеющую размер всего нескольких десятков-сотен атомных слоев. Именно поглощенные частицы вызывают дальнейшее разрушение

охрупченных поверхностных слоев по I моде [93]. Доминирующую роль в микроразрушении играет поглощенный водород, а влияние кислорода в нормальных условиях незначительно [30], однако присутствие кислорода в разрушенных слоях позволяет судить о присутствии водорода, т.к. интенсивность поглощения активных частиц обуславливается одним механизмом [93]. Теория связала величину порогового размаха КИН ΔK_{th} и местные напряжения вблизи вершины трещины (рис. 50), наводимые перегрузками, и постулировала, что эффект перегрузки в околопороговом регионе скоростей роста вызывается и местными напряжениями [30].

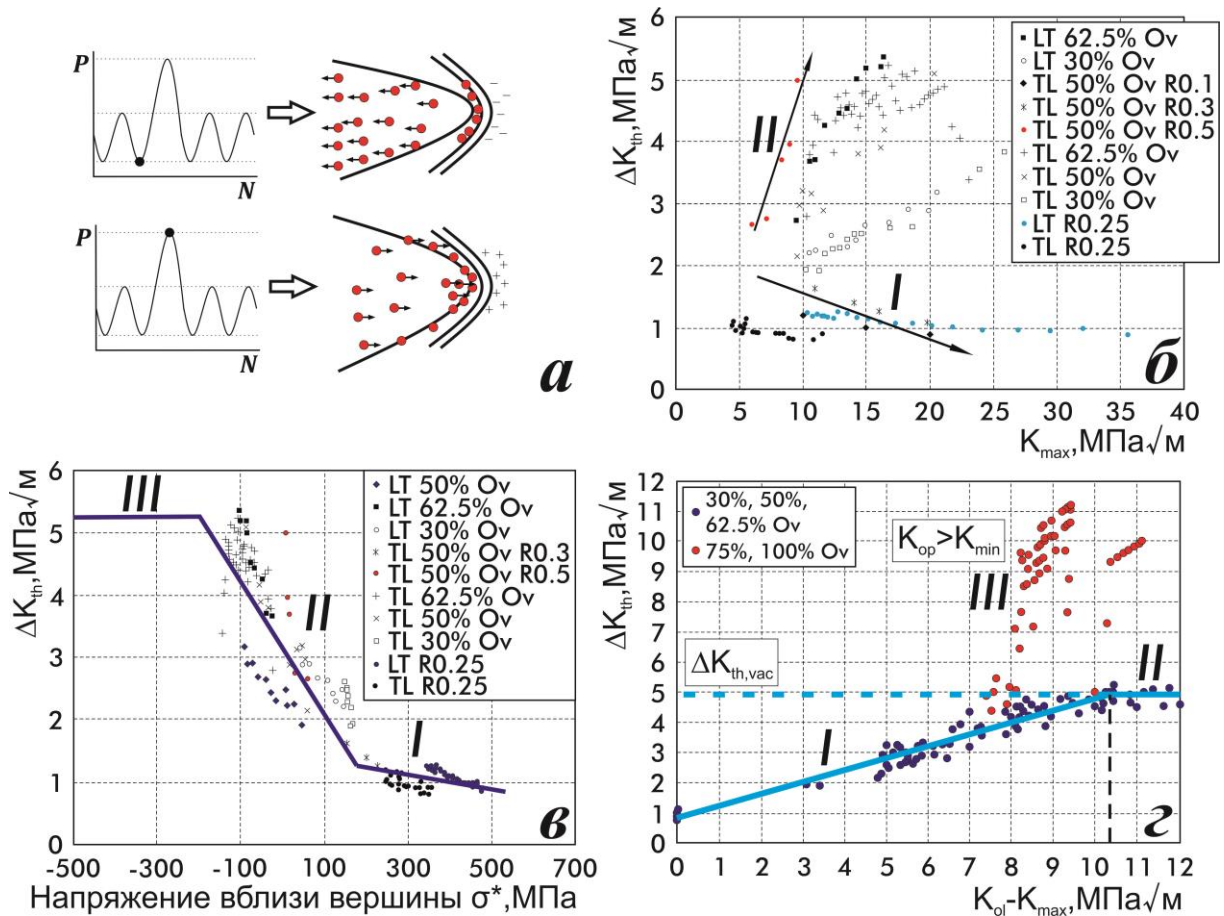


Рис. 50 - (а) Отложение активных частиц из влаги вершины трещины при минимальной нагрузке и их скопление в наиболее напряженных объемах у вершины при росте нагрузки; (б) Зависимость порогового размаха КИН от максимального КИН цикла для алюминиевого сплава 2024-Т3; (в) Зависимость порогового размаха КИН от напряжения вблизи трещины для алюминиевого сплава 2024-Т3; (г) Зависимость порогового размаха КИН от размаха КИН перегрузки для 2024-Т3 [30]

4.2 Математический аппарат предлагаемой модели влияния местных напряжений на скорость роста усталостной трещины и методики определения параметров уравнения КДУР

На настоящий момент теория Сундера остается скорее качественной, однако, некоторые ее выкладки уже позволяют при некоторой доработке использовать ее для создания модели прогнозирования скорости роста усталостной трещины, и, следовательно, долговечности металла. [48]

Предлагаемая модель применяет подход местных напряжения и деформации для оценки местного напряжения σ^* в концентраторе напряжений при анализе усталости. Для данного парциального давления активных частиц и температуры распространение диффузионной поверхности зависит от градиента упругой деформации в материале на возрастающем полцикле нагрузки. Эта область характеризуется местным напряжением около вершины трещины σ^* , амплитуда которого определяется циклической неупругой реакцией в вершине трещины. Одним из решений, отличающим модель учета местных напряжений от прочих моделей прогнозирования усталостной долговечности является применение одного из подходов анализа усталости концентраторов напряжений - подхода местных напряжений и деформации, а именно его ключевой формулы - правила Нойбера (рис. 51а) [103]:

$$K_t \cdot S = \sqrt{\sigma \cdot \varepsilon \cdot E}, \quad (52)$$

где K_t – коэффициент концентрации напряжений;

S – номинальное напряжение;

σ – местное напряжение;

ε – местная деформация;

E – модуль упругости.

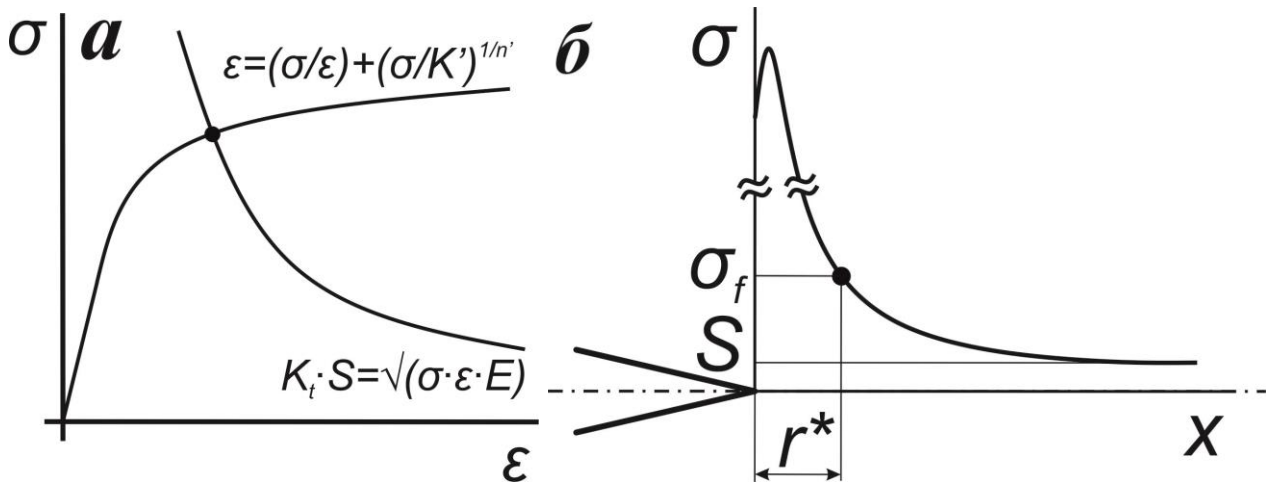


Рис. 51 - Иллюстрация сочетания правила Нойбера и уравнения Рэмберга-Озгуда (а); местное напряжение вблизи вершины трещины на некотором удалении от нее (б) [30, 104]

Ввиду наличия сингулярности напряжений у вершины трещины можно определить местное напряжение вблизи ее вершины на некотором удалении (характерном расстоянии) r^* (рис. 51б), рассматривая напряженно-деформированное состояние в точке удаления как в концентраторе напряжений. Примем во внимание, что величина напряжений в точке, лежащей на линии, совпадающей с направлением роста трещины и находящейся на удалении от вершины трещины на удалении r^* , определяется формулой [105]:

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^*}}, \quad (53)$$

где σ_y - вертикальная составляющая напряжений.

Следовательно, справедливо выражение:

$$\frac{K}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^*}} = \sqrt{\sigma_y \cdot \varepsilon \cdot E}. \quad (54)$$

В случае, если напряжение σ_y ввиду концентрации напряжений достигает величины временного сопротивления $S_f = K_t \cdot S$, то справедливо допустить выражение:

$$S_f = \frac{K_c}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^*}}, \quad (55)$$

где K_c – вязкость разрушения.

Тогда характерное расстояние r^* можно определить [30]:

$$r^* = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_c^2}{\sigma_f \cdot \varepsilon_f \cdot E} \right). \quad (56)$$

где σ_f – местное напряжение разрушения;

ε_f – местная деформация разрушения.

Таким образом, вывод формулы характерного расстояния r^* аналогичен выводу формулы поправки Ирвина на пластичность, т. е. радиуса пластической зоны [106]. Интересно, что характерное расстояние является минимально возможным удалением от вершины трещины, т. к. при $r < r^*$ местное напряжение начинает превышать местное напряжение $\sigma > \sigma_f$, что приводит к абсурдности вычислений. Это замечание было обнаружено еще коллективом ученых, вовлеченных в SAE Fatigue Cumulative Fatigue Damage Test Program, и является естественным ограничением предлагаемой модели.

Отличительной особенностью теории Сундера является применение закона Рэмберга-Осгуда, описывающего поведение упругопластического материала при одноосном растяжении и местном напряжении σ [110]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (57)$$

где K' и n' – параметры упрочнения материала.

Если при приложении цикла нагрузки происходит изменение местного напряжения на σ_a , то по закону Рэмберга-Осгуда соответствующая амплитуда цикла деформации ε_a составит [110]:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (58)$$

где σ_a – амплитуда местного напряжения;

ε_a – амплитуда местной деформации.

В таком случае, переходя к размахам полуциклов получим уравнение:

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (59)$$

где $\Delta\sigma$ – размах местного напряжения;

$\Delta\varepsilon$ – размах местной деформации.

Используя уравнения Нойбера и Рэмберга-Осгуда (рис. 51б) можно связать КИН K или его размах ΔK с местным напряжением σ^* на удалении от вершины трещины r^* для монотонного и циклического нагружений соответственно:

$$K = \sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^* \cdot E \cdot \sigma^* \cdot \left(\frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right)}, \quad (60)$$

$$\Delta K = \sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^* \cdot E \cdot \Delta\sigma^* \cdot \left(\frac{\Delta\sigma^*}{E} + \left(\frac{\Delta\sigma^*}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right)}. \quad (61)$$

Для испытуемого алюминиевого сплава 2024-T3 согласно формулам (60) и (61) соответствует график на рис. 52а.

В настоящей работе параметры Рэмберга-Озгуда K' и n' определялись экспериментально при инкрементальном испытании с циклическим нагружением, прикладываемым к плоскому образцу [107]. В течение такого испытания происходит постепенное увеличение амплитуды нагружения при сохранении асимметрии цикла постоянной $R=-1$ вплоть до разрушения. Параметры K' и n' , определенные для каждого из циклов нагружения в дальнейшем осредняются. Испытания проводились с частотой $F=0.1$ Гц. Испытания с перегрузками проводились с частотой до $F_{bl}=150$ Гц, поэтому возникает вопрос применимости коэффициентов, определенных по общепринятой процедуре при частоте $F=0.1$ Гц. Известно, что при высокочастотном нагружении значения K' и n' могут сильно варьироваться, однако в литературных источниках [108, 109] показано на примере ряда сталей и титановых сплавов, что при нормальных условиях нагружения частотой $F=50-200$ Гц не приводят к существенному изменению K' и n' , но при частоте более $F=10^3$ Гц возникает необходимость переоценки этих параметров. Факт изменения значения параметров Рэмберга-Озгуда должен находить отражение в изменении долговечности продолжительности роста трещин в ходе испытаний.

Однако, испытания на алюминиевом сплаве с перегрузками (1) и (2) и регулярными нагрузками (26)-(28) проводились как при обычной частоте $F=150$ Гц, так и при $F=5$ Гц, причем расхождение в результатах испытания не превысило 3 % (для испытания (1)), что может свидетельствовать о неизменности K' и n' . Аналогичные испытания с этими частотами проводились для малоуглеродистой стали при регулярных нагрузках (44) и (45), причем расхождения также оказались малы. Таким образом, делаем вывод о применимости коэффициентов уравнения Рэмберга-Озгуда K' и n' , определенных при стандартной процедуре для дальнейшего прогнозирования продолжительности роста усталостной макротрещины по предлагаемой модели.

В подходе местных напряжений и деформаций используется алгоритм сегментации, в котором кривые напряжения-деформации σ - ε разбиваются на линейные сегменты, что позволяет определять местное напряжение и деформацию в концентраторе в любой момент времени приложения последовательности нагрузки. По мере роста трещина прорастает зону пластической деформации, поэтому необходима дополнительная коррекция местного напряжения и деформации. Но, если предположить, что скорость роста трещины очень мала, то такую коррекцию можно опустить [111].

Рассмотрим пример применения модели на простейшем режиме нагружения, включающем перегрузку-недогрузку (рис. 52б). Величина $K_{max,ov}$, соответствующая перегрузке в точке В может быть определена с помощью кривой напряжения-деформации для монотонного нагружения (рис. 52а):

$$K_{max,ov} = \sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^* \cdot E \cdot \sigma_{max,ov}^* \cdot \left(\frac{\sigma_{max,ov}^*}{E} + \left(\frac{\sigma_{max,ov}^*}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right)}, \quad (62)$$

где $\sigma_{max,ov}$ – местное напряжение на расстоянии r^* при перегрузке.

Падение КИН на полуволле недогрузки ΔK_{down} (участок ВС) определяется с помощью кривой напряжения-деформации для циклического нагружения. Если трещина закрылась до достижения точки С, то $\Delta K_{down} = K_{max,ov} - K_{op}$, если же закрытие

не имело место, то $\Delta K_{dwn} = K_{max,ov} - K_{min,ov}$. Кроме того, допускается $K_{max,ov} \geq K_{op}$. Таким образом, справедливо выражение:

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta K_{dwn} &= \sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^* \cdot E \cdot \Delta \sigma_{dwn}^* \cdot \left(\frac{\Delta \sigma_{dwn}^*}{E} + \left(\frac{\Delta \sigma_{dwn}^*}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right)}; \\ \Delta K_{dwn} &= K_{max,ov} - \max(K_{op}; K_{min,ov}); \end{aligned} \right. \quad (63)$$

где $\Delta \sigma_{dwn}^*$ – падение местного напряжения на удалении r^* на участке ВС.

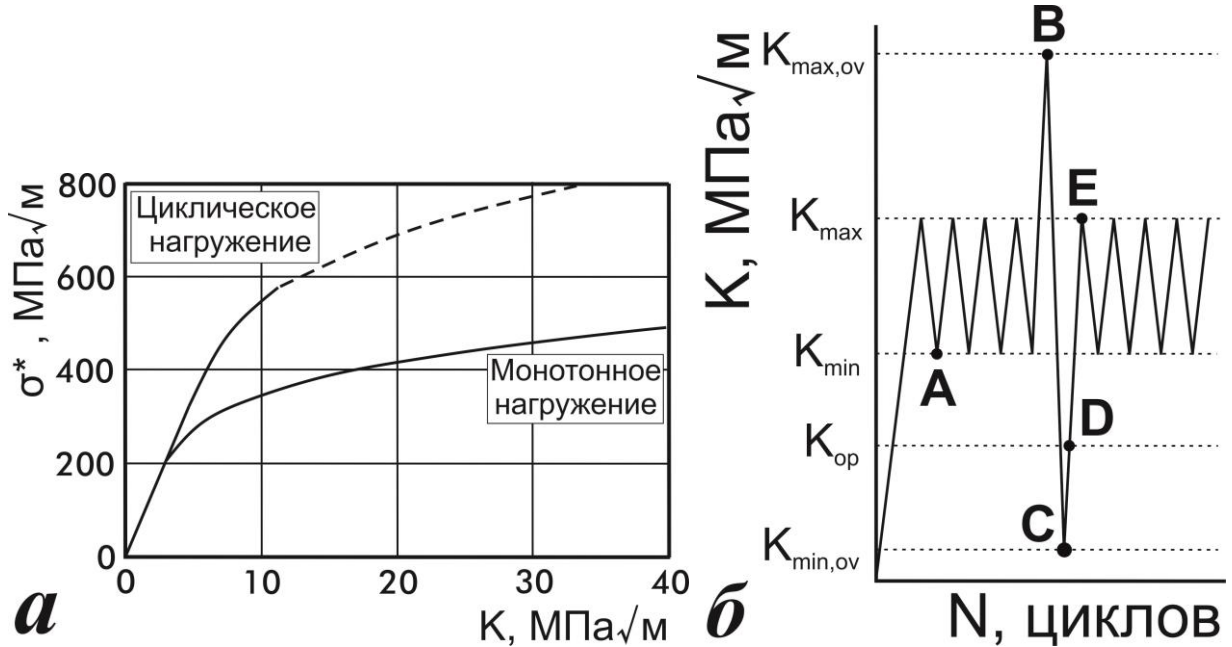


Рис. 52 - Зависимость местного напряжения при монотонном и циклическом деформировании от КИН для сплава 2024-Т3 (а); режим нагружения, включающий перегрузочный блок из перегрузки-недогрузки (б) [112]

Напряжение σ^* , соответствующее $K_{min,ov}$, определяется уравнением:

$$\sigma_{min,ov}^* = \sigma_{max,ov}^* - \Delta \sigma_{dwn}^*. \quad (64)$$

Аналогично, падение КИН ΔK_{up} на переходе к базовому нагружению постоянной амплитуды (участок СЕ) характеризуется выражением:

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta K_{up} &= \sqrt{2 \cdot \pi \cdot r^* \cdot E \cdot \Delta \sigma_{up}^* \cdot \left(\frac{\Delta \sigma_{up}^*}{E} + \left(\frac{\Delta \sigma_{up}^*}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right)}; \\ \Delta K_{up} &= K_{max} - \max(K_{op}; K_{min,ov}); \end{aligned} \right. \quad (65)$$

где $\Delta \sigma_{up}^*$ – рост местного напряжения на расстоянии r^* на участке СЕ.

Напряжение σ_{max}^* , соответствующее K_{max} , определяется по формуле:

$$\sigma_{\max}^* = \sigma_{\max,ov}^* - \Delta\sigma_{dwn}^* + \Delta\sigma_{up}^*. \quad (66)$$

Таким образом, переходя от одной точки истории нагружения к другой, можно получать величины местных напряжения и деформации на каждой из них. Дальнейшее развитие модели связано с учетом переменного характера порогового размаха КИН ΔK_{th} . Все больше и больше ученых сталкиваются с проблемой переменности ΔK_{th} при проведении экспериментальных изысканий. Однако, обычно ΔK_{th} связывают с коэффициентом асимметрии цикла R или с K_{max} . Эти заключения могут быть эффективными, но плохо обоснованы. Рассмотрим цикл нагружения, начинающийся с минимального КИН цикла K_{min} . Нагрузка растет, в некоторый момент удовлетворяется критерий $\Delta K > \Delta K_{th}$ и трещина начинает расти. Нагрузка продолжает расти и может достигнуть K_{max} в любой момент. С вычислительной точки зрения, пока нагрузка не достигнет K_{max} нельзя определить ΔK_{th} , как при допущении корреляции $\Delta K_{th}=f(R)$, так и $\Delta K_{th}=f(K_{max})$. Очевидно, что “трещина не знает, какова асимметрия текущего цикла” и ΔK_{th} не зависимости от R или K_{max} . По этой же причине не вполне корректно связывать уровень открытия трещины K_{op}/K_{max} с R или K_{max} . Следует помнить, что использование этих взаимоотношений с целью определения долговечности материала теоретически плохо обосновано, поэтому может быть опасно, хотя и весьма удобно для исследователя. Эта проблема подвигла Сундера провести ряд экспериментов по определению ΔK_{th} при перегрузках.

Сундер провел серию испытаний на алюминиевом сплаве 2024-T3 по определению ΔK_{th} (режим нагружения приведен в приложении 1), состоящих из базовых блоков регулярного нагружения и одиночных перегрузок, причем уровень перегрузок был в диапазоне $K_{ov}/K_{max}=(1.3...2)$, а асимметрия цикла базового нагружения - в диапазоне $R=(0.3...0.8)$. Также были проведены испытания без перегрузок по определению ΔK_{th} . Сопоставление полученных величин ΔK_{th} с K_{max} не дало четкой картины для установления взаимосвязи этих величин (рис. 50б), хотя позволило заметить нисходящую (I) и восходящую (II) тенденции на графике

$\Delta K_{th}=f(K_{max})$. Нисходящая тенденция характерна для испытаний без перегрузок, а восходящая тенденция – для прочих испытаний, причем, чем значительней перегрузка, тем больше наклон. [30]

Тогда, разрабатывая модель учета местных напряжений и применив формулы для расчета местных напряжений σ^* на характерном расстоянии r^* , ему удалось получить любопытный график $\Delta K_{th}=f(\sigma^*)$ (рис. 50в). Узкий S-образный вид кривой, образованной аппроксимацией полученных точек указывает на наличие взаимосвязи между этими величинами. Интересно, что форма полученного графика $\Delta K_{th}=f(\sigma^*)$ совпадает с формой графика $da/dN=f(p_p)$, где p_p – парциальное давление влаги окружающей среды. На рис. 25в можно выделить 3 участка. Правый нижний участок (I) соответствует результатам испытаний без перегрузок и связывается с высоким уровнем напряжений вблизи вершины трещины, который вызывает диффузию насыщенной поверхности в течение восходящего полуцикла. Рост σ^* на I участке вызывает слабый, но заметный рост ΔK_{th} . Изменение σ^* на среднем участке (II) вызывает сильное изменение ΔK_{th} . Отмечается возможность смещения II участка влево и вправо в зависимости от частоты нагружения, парциального давления влаги и температуры окружающей среды. Левый верхний участок (III) представляет собой горизонтальную линию, свидетельствующую об исчезновении корреляции между σ^* и ΔK_{th} . Величина ΔK_{th} , характерная для III участка оказалась равна величине $\Delta K_{th,vac}$, полученная Сундером при испытаниях в глубоком вакууме [93]. Таким образом, условия глубокого вакуума пришли в соответствие с испытаниями с перегрузками в атмосферной окружающей среде, в которых диффузия частиц исключена сжимающими местными напряжениями, наведенными нисходящими полуциклами перегрузок. Значение ΔK_{th} на III участке велико, что означает высокую долговечность N_f в этих испытаниях. Примечательно, что при гигацикловой усталости ($N_f > 10^8$ циклов) рост трещины начинается не на поверхности образца, а изнутри материала в отсутствие влияния частиц окружающей среды, что делает условия среды в окрестности трещины подобными глубокому вакууму.

Обратим внимание, что после перегрузок и недогрузок циклическая реакция материала σ - ε на удалении от вершины трещины на расстоянии r^* в течение базового нагружения постоянной амплитуды различна, в том числе и пределы изменения местного напряжения σ^* (рис. 53). Этот факт можно считать проявлением эффекта среднего напряжения на усталостную долговечность материала в рамках механики разрушения. Данное влияние текущего уровня нагружения находит свое отражение в одном из графиков (рис. 50в), экспериментально полученных проф. Сундером.

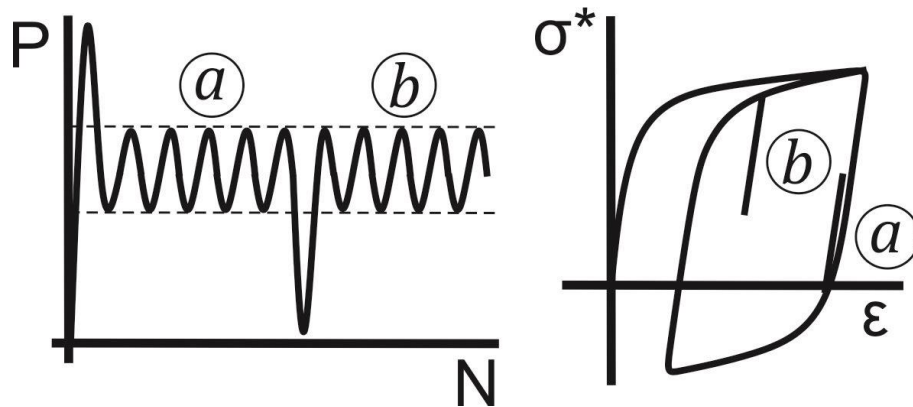


Рис. 53 – Различная местная циклическая реакция материала на удалении от вершины трещины в течение базового нагружения после недогрузок и перегрузок

Заметим, что на рис. 50б, в не приведены результаты испытаний с перегрузками в диапазоне $K_{ol}/K_{max}=(1.75...2)$. На рис. 50г показан график $\Delta K_{th}=f(K_{max,ov}-K_{max})$, позволивший продемонстрировать и корреляцию порогового размаха КИН с уровнем перегрузки и включающий результаты всех испытаний. Крайняя левая точка графика $\Delta K_{th}=f(K_{max,ov}-K_{max})$ соответствует испытанию без перегрузок ($K_{max,ov}-K_{max}=0$) и I участку на рис. 25в. Наклонная линия (I) на рис. 50г соответствует II участку на рис. 50в, а горизонтальная линия (II) на рис. 50г – III участку на рис. 50в и значению порогового размаха КИН в вакууме $\Delta K_{th} = \Delta K_{th,vac}$. Результаты определения ΔK_{th} испытания с перегрузками $K_{ol}/K_{max}<1.75$ соответствуют точкам, лежащим в верхней части графика $\Delta K_{th} > \Delta K_{th,vac}$ (III), однако они были отброшены как некорректные. Дело в том, что при таком высоком уровне

перегрузок возможно проявление закрытия трещины в течение базового нагружения, т. е. после перегрузки замедление роста трещины характеризуется не только влиянием местных напряжений, но и закрытием трещины, что усложняет модель. Действительно, высокие значения перегрузок связывают с большим замедлением роста трещины и даже с его остановкой (рис. 17в-д), поэтому для развития моделей местных напряжений рекомендуются перегрузки уровня $K_{ol}/K_{max}=(1...1.6)$ для исключения закрытия трещины.

Отметим, что в лаборатории Волгоградского государственного технического университета были проведены 3 испытания по определению порогового размаха КИН ΔK_{th} в алюминиевом сплаве 2024-Т3, а именно со следующими начальными условиями: 1) регулярное нагружение с $P_{max}=2$, $R=0.5$; 2) испытание с перегрузкой-недогрузкой с $P_{max}=2$, $R=0.5$, $K_{ol}/K_{max}=1.5$; 3) испытание с недогрузкой-перегрузкой с $P_{max}=2$, $R=0.5$, $K_{ol}/K_{max}=1.5$. Результаты испытания соответствовали графикам, продемонстрированным на рис. 50. Таким образом, кривые Сундера были верифицированы.

Теперь приведем ниже уравнение, предлагаемое для расчета скорости роста усталостной трещины:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}}\right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c}\right)^q}. \quad (67)$$

Далее покажем, как определяются составляющие этого уравнения (рис. 54).

Коэффициенты Пэриса s и m предлагается определять по так называемому методу трех испытаний, детально описанному в приложении 2 на примере алюминиевого сплава 2024-Т3. Была проведена серия из 3 регулярных нагружений с максимальной нагрузкой $P_{max}=2$ кН, частотами нагружения $F=5$ Гц и записи данных $F_{DAQ}=2500$ Гц и асимметриями цикла $R_1=0.1$, $R_2=0.3$ и $R_3=0.5$. Полученные значения

оказались приблизительно равными значениям, полученными другими экспериментаторами и справочной литературе.

Основным результатом испытаний на распространение усталостной трещины является последовательность точек $\{a; N\}$. Однако, экспериментально полученная кривая роста $a=f(N)$ обычно негладкая и не может быть использована для расчета кривой КДУР $da/dN=f(\Delta K)$ без соответствующей аппроксимации. Эта процедура аппроксимации изложена в приложении 3.

Величины коэффициента q и вязкости разрушения K_c приняты постоянными. Коэффициент p также принят постоянным за исключением попытки установления корреляции $p=f(\Delta K_{th})$. Определение этих параметров описано процедурой аппроксимации, приведенной в приложении 4. Эта процедура может быть использована и для определения s и m , но т. к. эти коэффициенты эффективно описывают скорость роста трещины на участке Пэриса при регулярном нагружении, то рекомендуется определять их по вышеупомянутому методу трех испытаний, описанному в приложении 2.

В испытаниях с перегрузками, проведенных в рамках настоящей работы, асимметрия цикла была высока $R \leq 0.7$, поэтому для них $\Delta K = \Delta K_{eff}$, значит ввод размахов нагрузки ΔP истории нагружения и расчет длины трещины на каждом цикле позволяет определять эффективный размах КИН ΔK_{eff} на каждом полуцикле. При известном размахе КИН ΔK определение максимального КИН цикла $K_{max} = \Delta K / (1 - R)$ не представляет трудности. Таким образом, при прогнозировании усталостной долговечности известная история нагружения позволяет определить ΔK_{eff} и K_{max} на каждом цикле.

Пороговый размах КИН ΔK_{th} в каждой точке истории нагружения определяется на основе расчета местного напряжения σ^* , которое, в свою очередь рассчитывается с помощью процедуры сегментации, изложенной в приложении 5.

Совокупность методик расчета скорости роста усталостной трещины

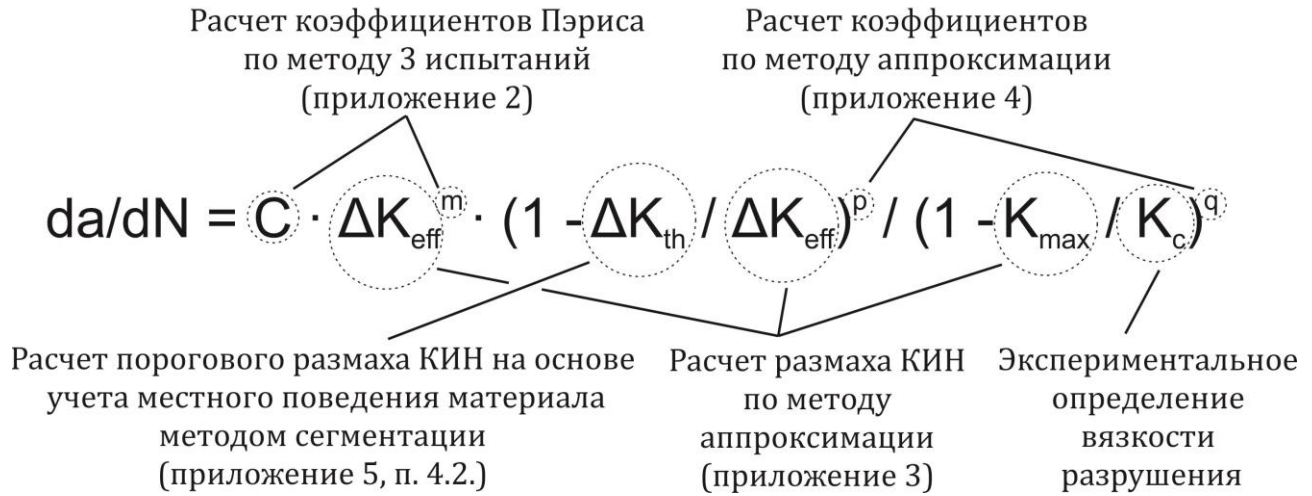


Рис. 54 - Совокупность методик расчета скорости усталостной трещины согласно предлагаемому уравнению КДУР

Таким образом, методы определения всех параметров уравнения приведены. Теперь покажем, как происходит расчет усталостной долговечности. При расчете долговечности величины c , m , p , q и K_c постоянны и известны, а вводимая история нагружения задает изменение ΔK , K_{max} и ΔK_{th} . Суммирование приращений длин трещин на каждом цикле или в результате каждого повторения истории нагружения позволяет определить долговечность:

$$N_f = \frac{a_f - a_0}{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \left(\frac{da}{dN}\right)_{ij}}, \quad (68)$$

где a_f – критическая длина трещины;

a_0 – начальная длина трещины;

n – число циклов истории нагружения;

m – число повторений истории нагружения;

$(da/dN)_{ij}$ – скорость роста трещины и приращение на i цикле j повторения истории нагружения.

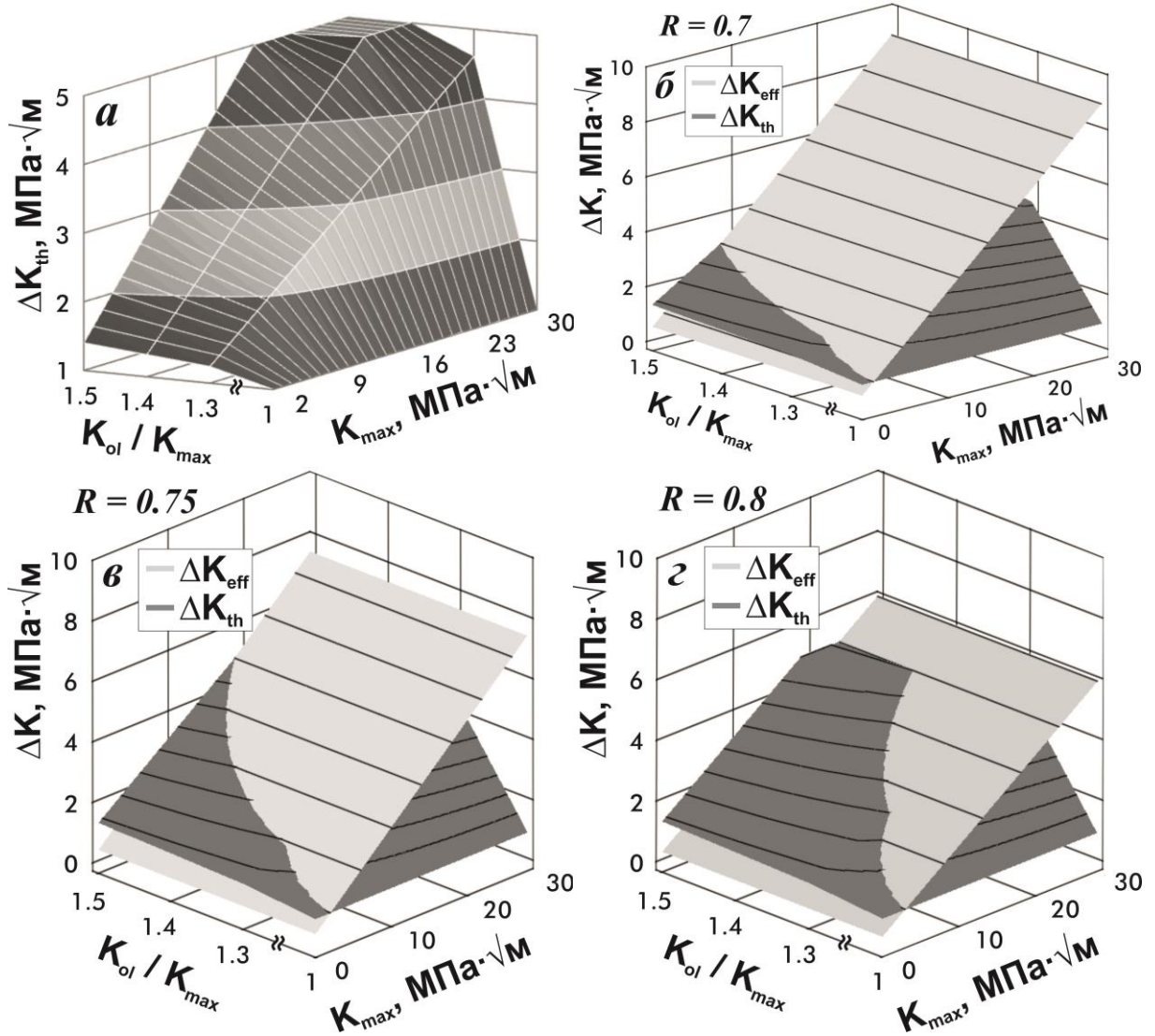


Рис. 55 - Зависимость порогового размаха коэффициента интенсивности напряжений от уровня перегрузки и максимального коэффициента интенсивности напряжений базового нагружения (а); соотношение между эффективным и пороговым размахами коэффициента интенсивности напряжений при асимметрии цикла базового нагружения $R=0.7$ (б), $R=0.75$ (в), $R=0.8$ (г)

4.3 Программное обеспечение для автоматизации расчетов согласно предлагаемой модели

Несмотря на кажущуюся простоту предлагаемой модели, исследование требует разработки собственной методики обработки экспериментальных данных. Действительно, производитель испытательной техники и соответствующего

программного обеспечения не может учесть все виды механических испытаний, ограничиваясь приложениями для стандартных процедур и универсальными программами [114]. Для автоматизации вычислений при подготовке настоящей работы был разработан ряд программ, облегчающих нахождение параметров и входных данных уравнения КДУР, подсчет усталостной долговечности, аппроксимации кривой роста трещины $a=f(N)$ и КДУР $da/dN=f(\Delta K)$. Приведем ниже их краткий обзор.

Программное обеспечение ViSS позволяет получать данные для поциклового расчет длины трещины с помощью универсальной программы испытаний TestBuilder. Однако, результатом таких испытаний является матрица $\{P_i; v_i; N_i; \tau_i\}$, где P_i – нагрузка, v_i – расстояние между кончиками датчика открытия трещины, N_i – номер цикла, τ_i – время, i – номер точки записи. С помощью формулы (34) и этих данных можно получить матрицу $\{a; N_i\}$, обрабатывая которые по приложению 2 можно получить кривые роста трещины $a=f(N)$. Для реализации этой процедуры разработано 2 программы (рис. 56) [115, 116], использующих в качестве входных данных “родные” файлы программы TestBuilder и файлы отчета Microsoft Excel. Эти программы использовались в методе трех испытаний, позволившем определить коэффициенты Пэриса c и m .

Большинство испытаний, освещенных в настоящей работе, представляет собой испытания, состоящие из нагружений постоянной амплитуды, разделенных перегрузками. Такие испытания проводятся с помощью модификации программы ViSS VAFSP, которая по мере испытания заполняет матрицу $\{\Delta P_i; P_{maxi}; a_i; N_i; \tau_i\}$, где ΔP_i – размах нагрузки, P_{maxi} – максимальная нагрузка цикла, a_i – длина трещины. Для увеличения гладкости получаемой кривой роста трещины $a=f(N)$ и кривой КДУР $da/dN=f(\Delta K)$ необходимо проводить аппроксимацию полученных данных, которая реализована согласно приложению 3 в программе авторской разработки (

рис. 57) [117, 118]. Было подготовлено 2 модификации программы – для испытаний с перегрузками и регулярных нагружений и для спектральных

нагружений. Последняя включает расчет числа циклов методом “падающего дождя”, функции нормализации спектра, приведения к симметричному виду, коррекции среднего напряжения и иные опции, облегчающие работу с нагружениями переменной амплитуды.

Определение коэффициентов p и q было возложено на иную программу авторской разработки (рис. 58) [119]. Возможен расчет и коэффициентов Пэриса c и m , а также вязкости разрушения K_c и порогового размаха КИН ΔK_{th} на основании входных данных – матрицы $\{da/dN_i; \Delta K_i\}$ методами пассивного поиска и бисекции согласно приложению 4, причем возможно изменение пределов и шага расчета для каждого из искомых параметров. Допускается расчет как для отдельных участков кривой КДУР, так и для всей кривой.

Расчет местных циклических напряжений и деформаций по правилу Нойбера для сечений различной формы также был автоматизирован и реализован согласно приложению 5 в программе авторской разработки [120] (рис. 59). Для решения вышеуказанной задачи допускается ввод внешней нагрузки, номинальных напряжения или деформации, как в ручном режиме, так и в виде файла спектра. Настоящая программа применялась при подготовке кандидатской диссертации Седова А.А. “Прогнозирование долговечности конструкционных материалов и технических объектов при регулярном и нерегулярном циклическом нагружении” [121]. Кроме того, результаты расчетов нескольких пробных историй нагружения были сопоставлены с результатами расчета в программе Stoflo [122], которая позволяет в формате макроса Microsoft Excel рассчитывать местное поведение материала, облегчать работу со спектрами, подсчитывать число циклов и т. д. Результаты расчетов в авторской программе [120] и Stoflo [122] совпали, верифицировав процедуру расчета.

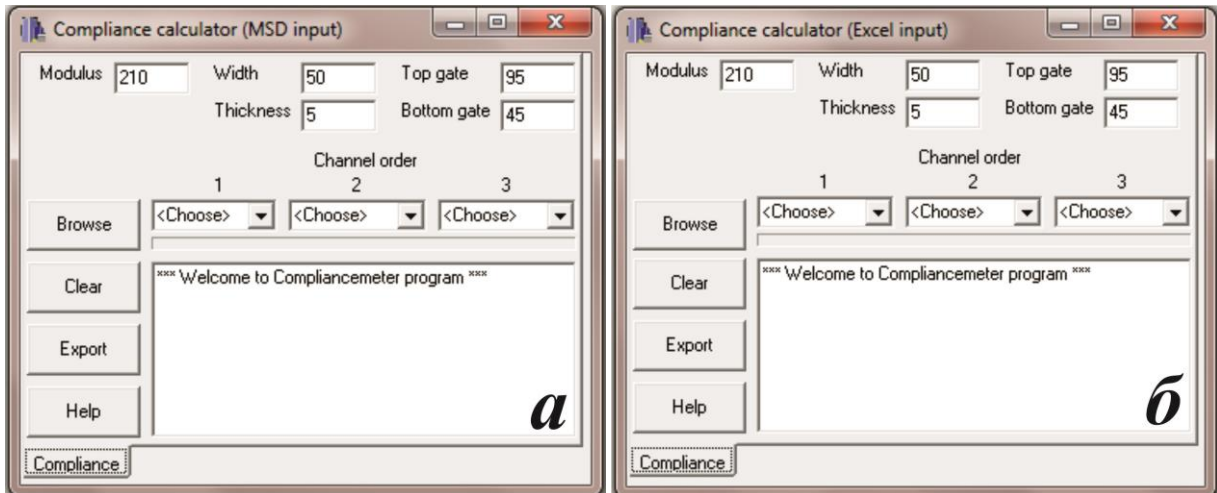


Рис. 56 - Интерфейс программ для поциклового расчета длины трещины на основании данных о расстоянии между кончиками датчика открытия трещины с использованием файлов универсальной программы испытаний TestBuilder (а) и файлов отчета Microsoft Excel (б)

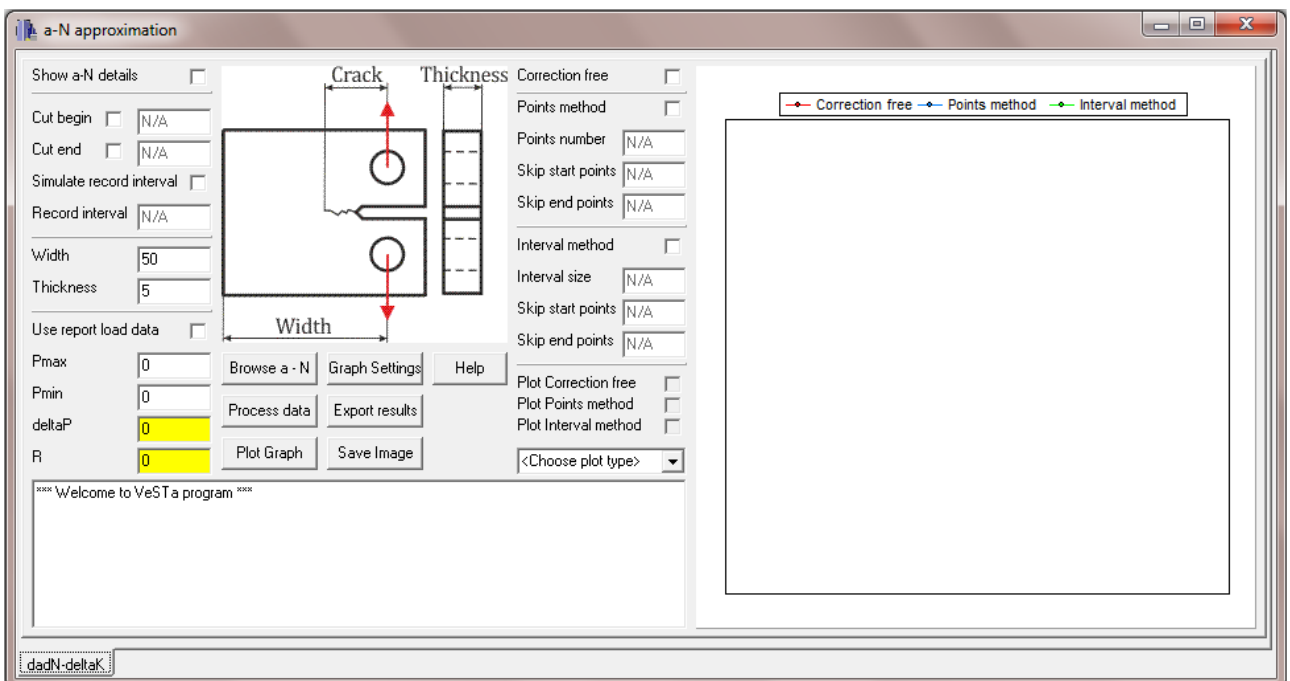


Рис. 57 - Интерфейс программы для аппроксимации кривых роста и КДУР в испытаниях с перегрузками и для регулярных нагружений

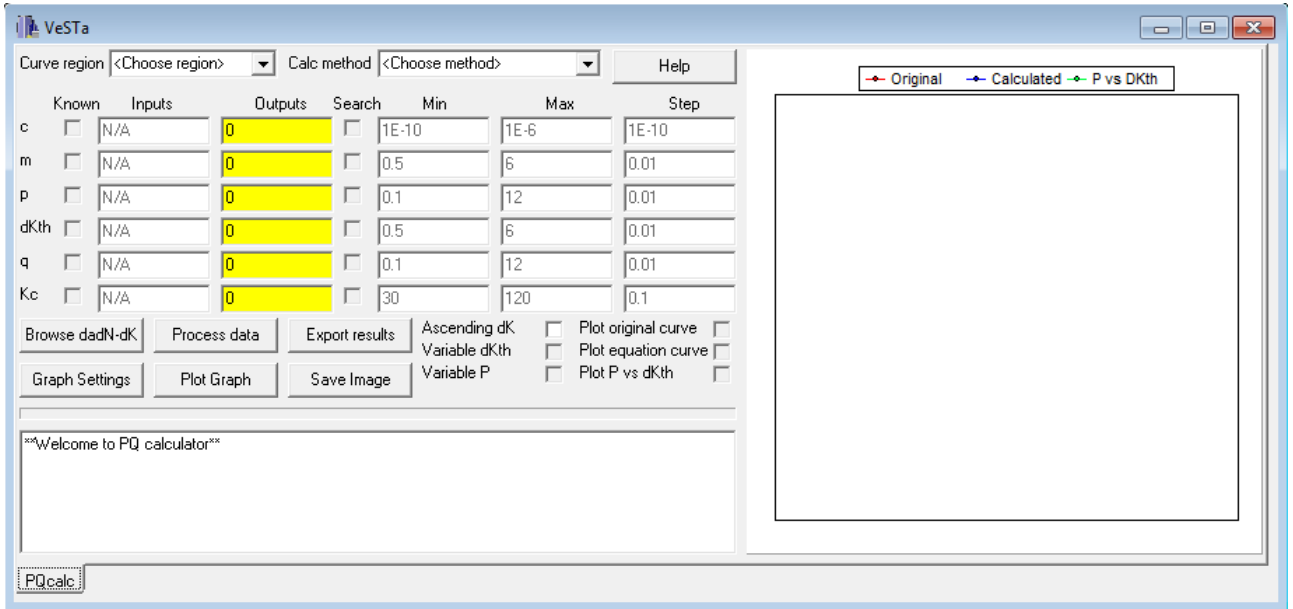


Рис. 58 - Интерфейс программы подбора коэффициентов КДУР

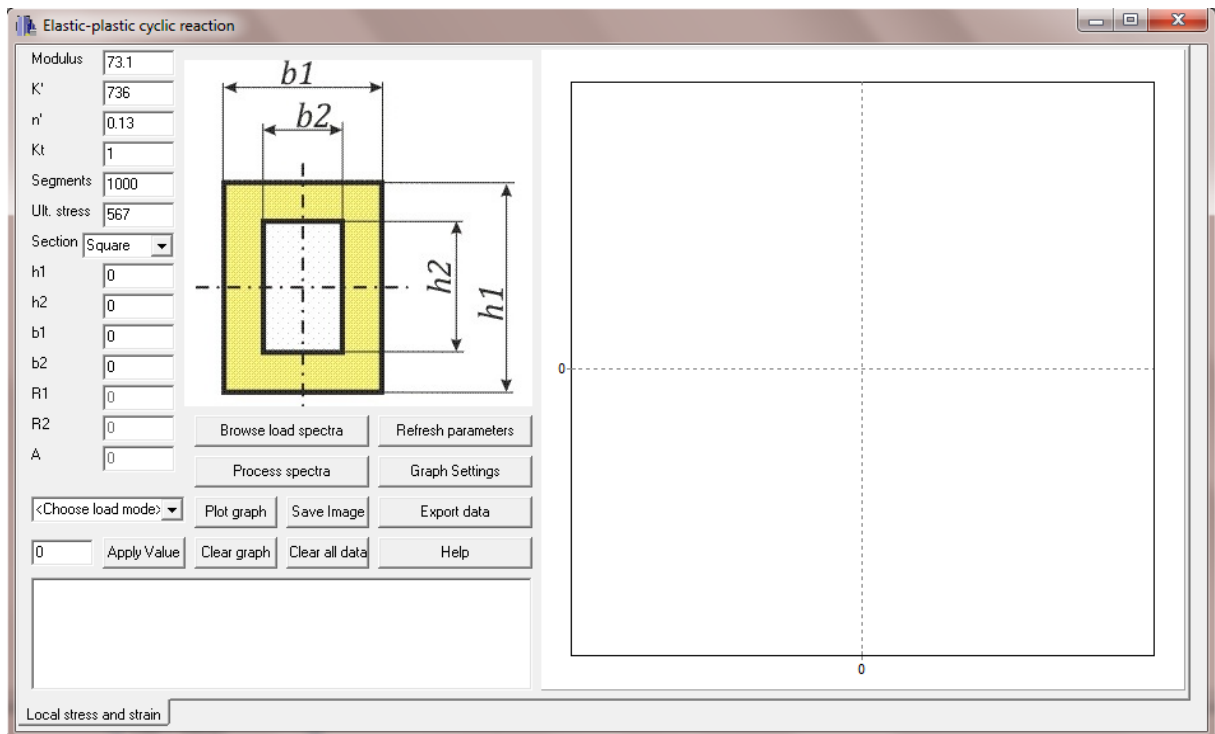


Рис. 59 - Интерфейс программы расчета местных напряжений и деформации при ручном вводе внешней нагрузки, напряжения или деформации и при задании соответствующего спектра нагружения

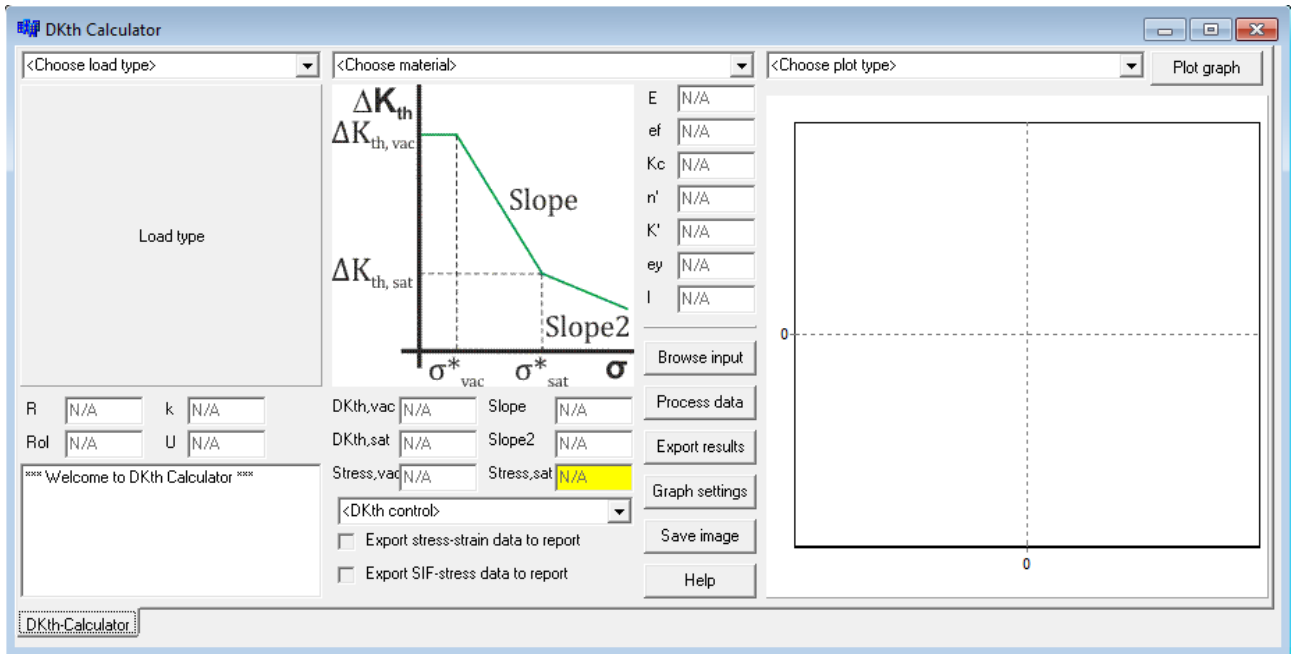


Рис. 60 - Интерфейс программы расчета порогового размаха КИН для испытаний с перегрузками и регулярных нагружений

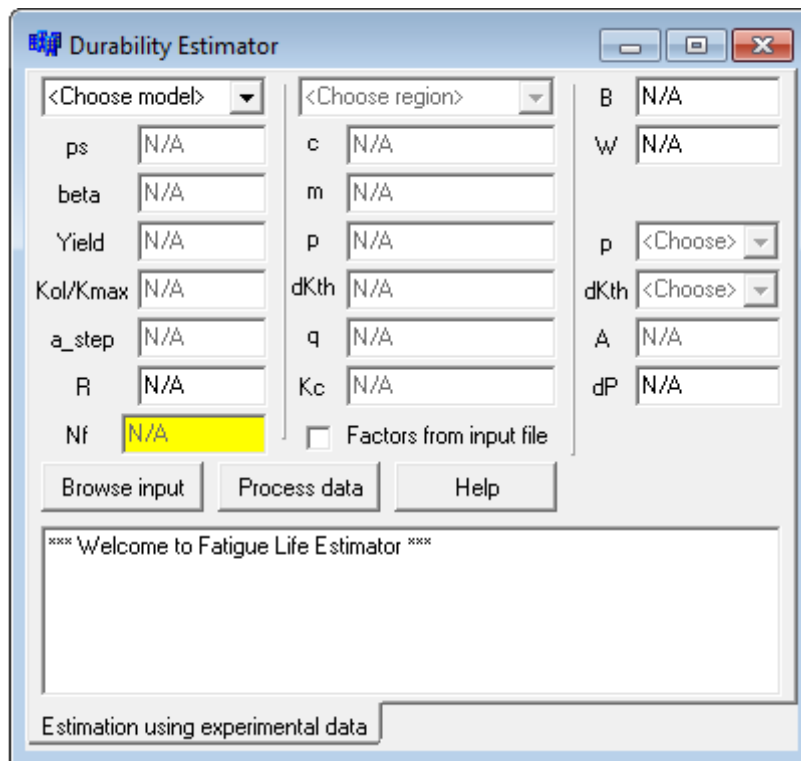


Рис. 61 - Интерфейс программы расчета срока службы материала по различным моделям усталостной долговечности

Расчет изменения порогового размаха КИН ΔK_{th} на основании параметров нагружения в испытаниях с перегрузочными блоками, а также при регулярном нагружении проводился в программе авторской разработки [124] (рис. 60), использующей для расчета местных напряжений и деформации и порогового размаха КИН приложение 5 и п. 4.2. Сравнение эффективности работы моделей Элбера, Уилера, Уилленборга и предлагаемой модели по большей части основан на прогнозировании срока службы материала и его сравнении с экспериментально полученным. Расчет усталостной долговечности был реализован в авторской программе [125] (рис. 61).

4.5 Выводы по главе 4

Итак, на основании материала главы 4 можно заключить выводы:

1. Фрактографический анализ результатов двух испытаний с периодическими перегрузками различного характера продемонстрировал, что дилемма Даля-Рота об исключительной роли закрытия трещины или иного механизма разрушения для прогнозирования усталостной долговечности была выдвинута поспешно. Анализ показал неспособность объяснить полученные результаты исключительно влиянием закрытия трещины. В то же время, нельзя исключать это явление, заметно проявляющее себя при низких асимметриях цикла. Таким образом, наиболее перспективной моделью кажется гибрид моделей учета местных напряжений и закрытия трещины.

2. Математический аппарат предлагаемой модели учета местных напряжений использует правило Нойбера для расчета местных напряжений, уравнение Рэмберга-Озгуда для описания циклического поведения металла и формулы КИН Ирвина, чтобы сформулировать зависимость КИН K и его размаха ΔK от местного напряжения σ^* на удалении от вершины трещины r^* . На основании экспериментально полученной зависимости местного напряжения σ^* от порогового

размаха КИН ΔK_{th} удалось описать влияние перегрузок и вообще любого изменения размаха КИН ΔK на изменение порогового размаха КИН ΔK_{th} , а, через уравнение КДУР, - на скорость роста усталостной трещины da/dN , а, значит, - и на долговечность N_f . Показано, что предлагаемая модель справляется с прогнозированием усталостной долговечности усталостных трещин в диапазоне околопороговых скоростей роста и малых перегрузок более эффективно, чем существующие модели.

3. Приведена методика расчета параметров уравнения КДУР. Результаты расчета по этой методике были сверены с результатами аналогичных расчетов в литературе и с базой данных материалов NASGRO. Этапы методики были автоматизированы и реализованы в наборе оригинальных программ, которые в настоящее время уже применяются на кафедре “Сопротивления материалов” в Волгоградском государственном техническом университете и Саратовском государственном техническом университете.

4. Показано, как соотносятся размах КИН ΔK и пороговый размах КИН ΔK_{th} в испытаниях с различной асимметрией и уровнем перегрузок, что служит отправной точкой при планировании испытаний на усталостный рост трещины на участке околопороговых скоростей роста трещины.

5. Автоматизированы и реализованы в наборе оригинальных программ этапы методики расчета параметров уравнения КДУР. Также реализована в программном обеспечении методика расчета усталостной долговечности как по существующим моделям, так и по предлагаемой модели, причем как для нагружений с перегрузками, так и для спектров. Эти программы позволили ускорить обработку результатов испытаний, автоматизировать расчет долговечности, улучшить воспроизводимость результатов при последующих испытаниях, исключить ошибки расчета.

Основные выводы

1. Сформулирована новая полуфеноменологическая модель учета местных напряжений для прогнозирования скорости роста усталостной трещины. Она эффективно прогнозирует продолжительность роста усталостной трещины в диапазоне околопороговых скоростей роста усталостной трещины при допущении малости перегрузок для алюминиевого сплава 2024-T3, применяемого в авиационной и автомобильной промышленности. Показана эффективность предлагаемой модели не только в испытаниях с перегрузками и недогрузками, но и со спектральным нагружением, имитирующим эксплуатационное.

2. Предложена новая методика фотометрического анализа закрытия трещины при нагружении постоянной и переменной амплитуды. Фотометрический анализ испытаний с нагружениями постоянной и переменной амплитуды подтвердил результаты лазерной интерферометрии при аналогичных испытаниях о том, что уровень закрытия трещины в моделях закрытия трещины, таких как модели Элбера и FASTRAN, переоценен. Предложенная методика позволяет проводить более детальное изучение уровня закрытия трещины, в том числе и неполного закрытия трещины. Кроме того, предложенная методика фотометрического анализа дешевле лазерной интерферометрии и доступнее для лабораторий.

3. Автоматизированы и реализованы в наборе оригинальных программ этапы методики расчета параметров уравнения КДУР. Также реализована в программном обеспечении методика расчета усталостной долговечности как по существующим моделям, так и по предлагаемой модели, причем как для нагружений с перегрузками, так и для спектров. Эти программы позволили ускорить обработку результатов испытаний, автоматизировать расчет долговечности, улучшить воспроизводимость результатов при последующих испытаниях, исключить ошибки расчета.

4. Программное обеспечение NASGRO и FASTRAN, использует гибридные модели расчета продолжительности роста усталостной трещины, чтобы, сочетая

преимущества составляющих моделей, добиться более достоверных прогнозов. В работе показано, что некоторые результаты применения этих программ в области малых скоростей роста трещины и уровнях перегрузки, а также высокой асимметрии цикла при нагружениях переменной амплитуды могут демонстрировать невысокие значения коэффициентов корреляции и плохо учитывают последовательность нагружения.

5. Результаты энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии поверхностей разрушения образцов показали возможность влияния диффузии частиц из среды при перегрузках на скорость роста усталостной трещины в алюминиевом сплаве. Наиболее очевидной причиной этого влияния кажется охрупчивание, происходящее при адсорбции частиц водорода и кислорода, появляющихся в результате реакции металла у вершины трещины с влагой. Прямого доказательства влияния водорода в работе не представлено, но результаты испытаний в вакууме, средах кислорода, азота, водорода, инертных газах наводят на мысль об охрупчивающем действии именно водорода. Эти доводы могут использоваться для физического обоснования предлагаемой модели при дальнейшем ее развитии.

Табл. 12. Механические свойства материалов

Марка	γ , кг/м ³	E, ГПа	$\sigma_{и}$, МПа	$\sigma_{у}$, МПа
Д16	2780	72.6	430	290
АА 2024-Т3	2780	73.1	483	345
Сталь Cosmo	7800	210	496	303
9Г2	7790	210	440	305

Табл. 13. Технические характеристики машины Mascon 25 kN

Техническая характеристика	Показатель
Максимальная нагрузка, кН	25
Максимальная частота нагружения, Гц	1000
Ход штока, мм	50
Жесткость рамы, кН/мм	600
Расстояние между колоннами, мм	400

Табл. 10. Химический состав материалов

Марка	Al, %	Fe, %	C, %	Cr, %	Cu, %	Mg, %	Mn, %	Nb, %	Ni, %	Si, %	Ti, %	Zn, %	Прочее, %
Д16	91.6 ... 92.7	0.5	-	-	3.8 ... 4.9	1.5	0.6	-	-	0.5	0.1	0.3	-
АА 2024	90.7 ... 94.7	<0.5	-	<0.1	3.8 ... 4.9	1.2 ... 1.8	0.3 ... 0.9	-	-	<0.5	<0.15	<0.25	<0.15
Сталь Cosmo	0.036	98.7	0.078	0.1	0.016	-	0.96	0.04	-	0.1	0.016	-	-
9Г2	-	96	<0.12	<0.3	<0.3	-	1.4 ... 1.8	-	<0.3	0.17 ... 0.37	-	-	-

Табл. 11. Коэффициенты податливости

Образец	A0	A1	A2	A3	A4	A5
Стандартный С(Т) образец. B=12.5 мм	1.001	-4.6695	18.46	-236.82	1214.9	-2143.6
Испытуемый С(Т) образец. B=5 мм	0.9098	-0.6286	-40.979	99.828	693.45	-2533.8

Приложение 1. Метод определения порогового размаха коэффициента интенсивности напряжений

Настоящий метод не является оригинальным и заимствован из статьи [30]. Параметры испытаний подобраны автором настоящей работы для алюминиевых С(Т) образцов толщиной 5 мм. Блок-схемы и режимы нагружения также подготовлены автором работы. Метод не стандартизирован, но уже применялся многими исследователями, в том числе и в настоящей работе. С подробностями о его разработке и применении можно ознакомиться в диссертации [73]. Алгоритм метода реализован в некоммерческой модификации приложения Variable Amplitude Fatigue Crack Propagation (VAFCP) для испытательных машин компании BiSS.

Пороговый размах КИН ΔK_{th} считается достигнутым в течение испытания, если скорость роста трещины не превышает 10^{-7} мм/цикл, т.е. если за 10^7 циклов приращение трещины в 1 мм не зафиксировано [72]. Воспроизводимость результатов оценки длины трещины с использованием метода падения податливости на С(Т) образце требует принятия значения допустимого различного приращения трещины не ниже $\Delta a_{min} \geq 0.025$ мм. Таким образом, ΔK_{th} можно считать достигнутым, если за $2.5 \cdot 10^5$ циклов не было зафиксировано приращения. В общем случае величина ΔK_{th} переменна, однако если нагружение регулярное и максимальный КИН цикла K_{max} не изменяется в течение испытания, то ΔK_{th} - константа. Если нагружение регулярное и наибольшая нагрузка цикла P_{max} не изменяется в течение испытания, то ΔK_{th} – почти константа.

В течение испытания нагружение (рис. 63а) изменяется в зависимости от выполнения критериев, которые будут рассмотрены ниже; характерные изменения режима нагружения показаны на рис. 63б, в, г. Нагружение представлено блоками постоянной амплитуды с редкими перегрузками сжимающего характера между ними. Перегрузки используются для создания маркирующих признаков на поверхности излома образцов, а также для снижения уровня закрытия трещины. В

течение испытания максимальная нагрузка цикла P_{max} постоянна, а минимальная нагрузка P_{min} может увеличиваться, что позволяет почти полностью исключить влияние монотонной пластической зоны на величину ΔK_{th} . Начальная асимметрия цикла выбирается таким образом, чтобы минимизировать влияние закрытия трещины на ΔK_{th} ; рекомендуется $R=0.4$. Начальная длительность блока постоянной амплитуды $N_1=10^4$ циклов. Размах КИН цикла ΔK выбирается из условий $\Delta K \approx \Delta K_{th}$ и $\Delta K > \Delta K_{th}$. Так, при допущении постоянства ΔK_{th} для алюминия 2024-T3 обычно принимают значение из диапазона $\Delta K_{th} \approx 1 \dots 5 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, однако из опыта проведения испытаний можно заключить при регулярном нагружении $\Delta K_{th} \approx 3 \dots 4 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, поэтому примем начальный размах КИН $\Delta K \approx 4.5 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, задав $P_{max}=2 \text{ кН}$. Для определения ΔK_{th} метод предлагает уменьшать размах КИН ΔK и приближать его значение к искомому пороговому размаху КИН $\Delta K \rightarrow \Delta K_{th}$, а также увеличивать длительность блока постоянной амплитуды N_i до тех пор, пока не будут выполнены условия $N_i \geq 2.5 \cdot 10^5$ циклов ($N_i \geq N_{max}$) и $\Delta a_i < 0.025 \text{ мм}$ ($\Delta a_i < \Delta a_{incr}$). Рассмотрим алгоритм метода подробнее.

Блок-схема алгоритма метода представлена на рис. 62; последовательности действий, вытекающие вследствие удовлетворения или неудовлетворения критериев алгоритма (обозначены А, В и С) соответствуют изменениям режима нагружения на рис. 63. Первый блок нагружения имеет длительность блока постоянной амплитуды $N_1=10^4$ циклов, как сказано выше. Если по истечении блока N_1 рост трещины $\Delta a_i \geq 0.025 \text{ мм}$ имел место, то снижаем амплитуду блока на 2.5 %, т. е. $\Delta K_2 = 0.975 \cdot \Delta K_1$, задаем длительность блока $N_2 = N_1 = 10^4$ циклов; если по истечении блока N_1 рост трещины $\Delta a_i \geq \Delta a_{incr}$ ($\Delta a_i \geq 0.025 \text{ мм}$) отсутствовал, то сохраняем амплитуду блока $\Delta K_2 = \Delta K_1$ и удваиваем длительность блока, т. е. $N_2 = 2 \cdot N_1 = 2 \cdot 10^4$ циклов. По истечении последующих блоков повторяем вышеуказанное сравнение и снижаем амплитуду блока нагружения, либо увеличиваем продолжительность блока до тех пор, пока не наступит ситуация, при которой по истечении блока постоянной амплитуды $N_i \geq 2.5 \cdot 10^5$ циклов рост трещины $\Delta a_i \geq 0.025 \text{ мм}$ будет отсутствовать: в

этом случае пороговый размах КИН считается определенным, т. е. $\Delta K_i = \Delta K_{th}$. После этого настройки блока возвращаются к начальным и алгоритм повторяется снова. Таким образом, многократно повторяя алгоритм испытания можно достичь нескольких значений ΔK_{th} , на основании которых можно определить среднее значение, которое и будет конечным результатом.

Настоящий метод можно использовать и для нагружения с растягивающими перегрузками (рис. 63д). Однако уровень перегрузки должен быть одинаков в течение всего испытания. Очевидно, величины порогового размаха КИН в результате испытаний с регулярным нагружением и с растягивающими перегрузками будут отличаться.

Алгоритм испытания по определению порогового размаха КИН

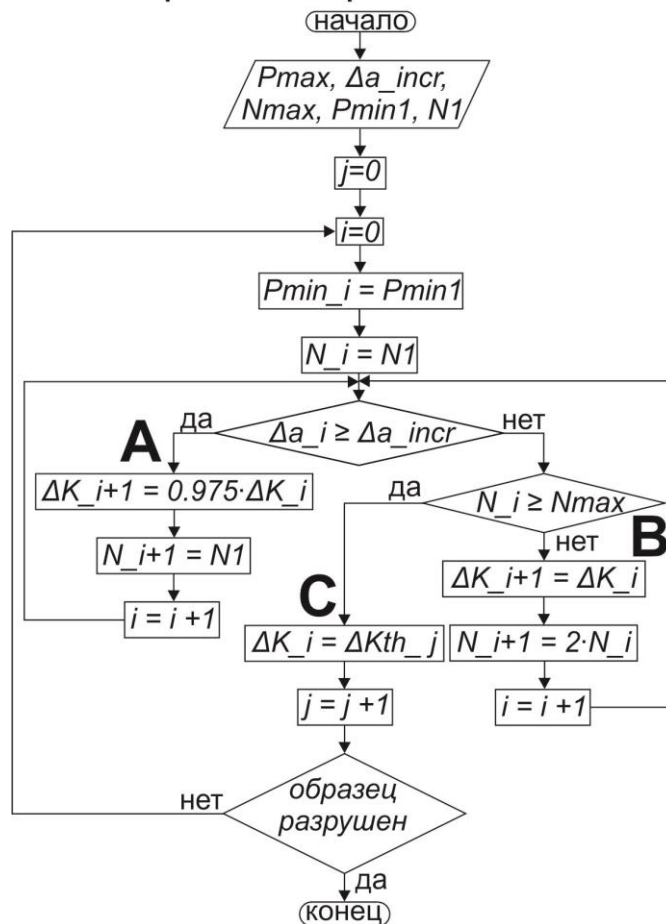


Рис. 62 - Блок-схема алгоритма определения порогового размаха КИН

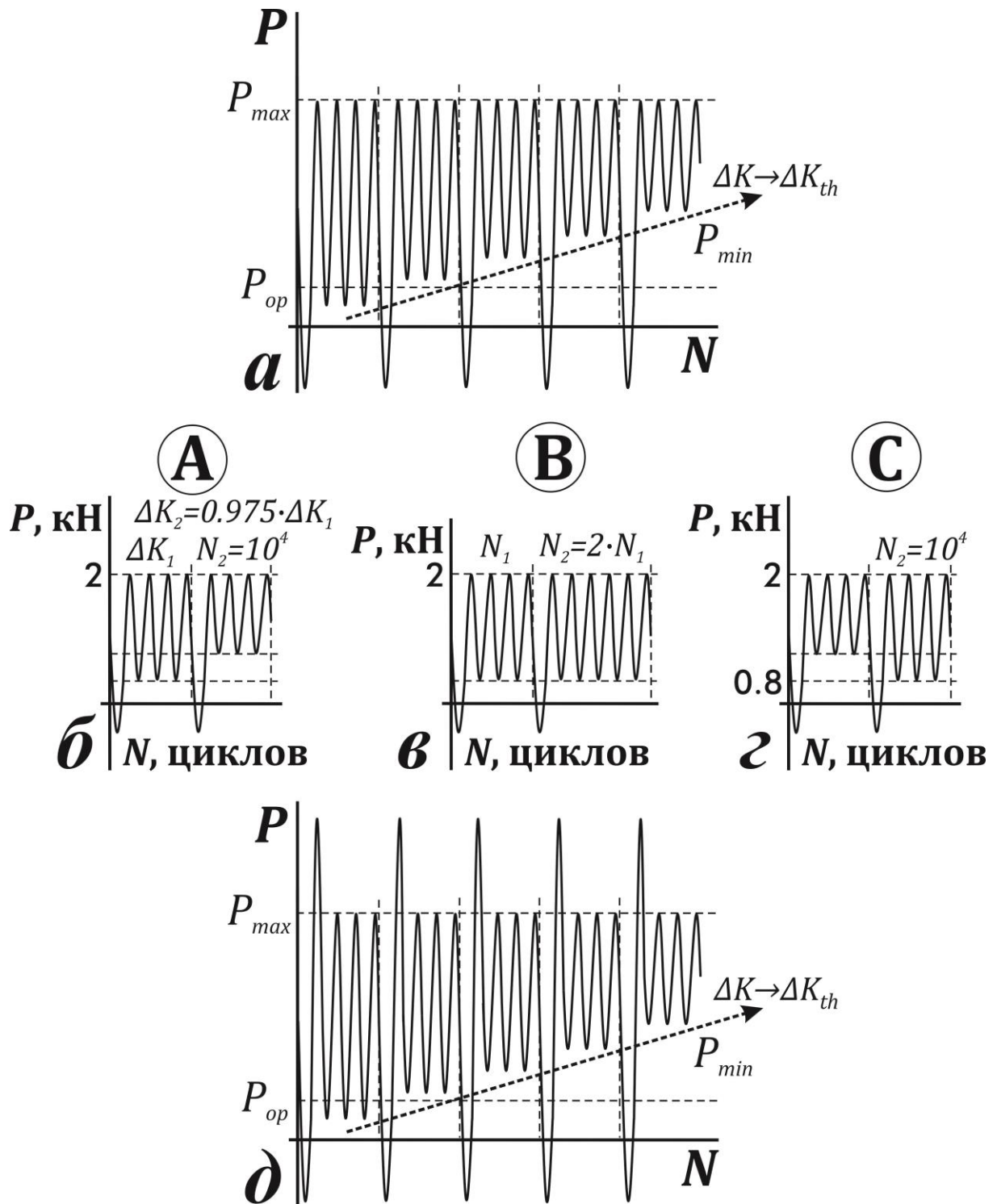


Рис. 63 - (а) Общий вид режима нагружения постоянной амплитуды для определения порогового размаха КИН. (б)-(г) Смена режима нагружения постоянной амплитуды при удовлетворении критериев А, В и С блок-схемы алгоритма. (д) Общий вид режима нагружения с растягивающими перегрузками для определения порогового размаха КИН [30]

Приложение 2. Метод расчета коэффициентов Пэриса на примере алюминиевого сплава

Настоящий метод является оригинальным, освещен в статьях [95, 96]. Параметры испытаний подобраны автором настоящей работы для алюминиевых С(Т) образцов толщиной 5 мм. Алгоритм метода частично реализован в программном обеспечении авторской разработки [115, 116], а именно определение последовательности длин трещин на основании данных о смещении, нагрузке и номерах циклов. Описанные ниже подметоды интервала и точек для построения КДУР $da/dN-\Delta K$ оригинальны, отличны от методов для аппроксимации КДУР и сходны с ними только названием.

Сегодня отсутствует единая методика определения s и m . Искомые коэффициенты можно определить, выполнив серию испытаний с постоянным размахом КИН ΔK . Результатом экспериментов будет набор точек $\{\Delta K; da/dN\}$, который позволит выполнить аппроксимацию МНК простейшей степенной функцией вида $y=ax^b$, причем точность метода зависит от количества испытаний. Однако, в результате испытания с постоянным размахом нагрузки ΔP можно определять участок КДУР, а не точку, что эффективнее и позволяет экономить образцы [29]. Предлагаемый метод базируется на постоянстве ΔP .

При невысокой частоте нагружения образца (<20 Гц) расчет длины трещины методом падения податливости может проводиться на каждом цикле, что позволяет постоянно контролировать поведение материала в течение испытания. Однако поцикловой расчет длины трещины имеет недостатки: 1) инструментальные погрешности измерения приводят к разбросу точек $\{a_i; N_i\}$; 2) обработка большого объема данных требует значительных вычислительных и временных затрат; 3) малая частота нагружения означает длительный период испытания, что критично при исследовании околопорогового участка кривой $da/dN-\Delta K$. Эти обстоятельства ставят под сомнение целесообразность поциклового расчета при малой скорости

роста трещины. В то же время поцикловой расчет хорошо подходит при регулярном нагружении на участке Пэриса для определения коэффициентов C и m .

К испытаниям для определения C и m выдвигаются требования: 1) Преобладающие скорости роста трещины соответствуют режиму Пэриса; 2) Эффект закрытия трещины учитывается; 3) Характер нагружения: регулярный; 4) Испытания просты и обладают хорошей повторяемостью.

Продемонстрируем метод определения коэффициентов на примере алюминиевого сплава 2024-Т3. Для испытаний использовались С(Т) образцы толщиной 5 мм (рис. 23) и сервогидравлическая испытательная машина Mastro (рис. 24а). Для 2024-Т3 подходит серия из 3 регулярных нагружений с максимальной нагрузкой $P_{max}=2$ кН, частотами нагружения $F=5$ Гц и записи данных $F_{DAQ}=2500$ Гц. В испытаниях отличаются лишь коэффициенты асимметрии цикла $R=0.1$, $R=0.3$ и $R=0.5$. Испытаниям предшествовала одинаковое предварительное растрескивание образца ($P_{max}=2$ кН, $R=0.1$, $F=10$ Гц) до достижения длины трещины $a_o=12$ мм. При длине трещины $a_o=12$ мм размах КИН составляет $\Delta K_{min} (R=0.1) = 7.71$ МПа $\sqrt{м}$, $\Delta K_{min} (R=0.3) = 6$ МПа $\sqrt{м}$ и $\Delta K_{min} (R=0.5) = 4.29$ МПа $\sqrt{м}$. Таким образом, в начале любого испытания $\Delta K > \Delta K_{th}$, т. к. при регулярном нагружении для 2024-Т3 предполагается значение $\Delta K_{th} \approx 3...4$ МПа $\sqrt{м}$ [30]. Испытание завершается хрупким разрушением образца при растяжении по достижении критической длины трещины $a_f = 32.5...33$ мм. Нагружение и запись сигнала раскрытия трещины проводилось с помощью программного обеспечения TestBuilder, разработанного в BiSS.

Обычно при расчете податливости рассматривают нисходящий полуцикл, т.к. при восходящем происходит преимущественный рост трещины, что вносит существенный разброс в сигнал [1]. Кроме того, вводят пределы интересующего интервала, такие как $P_{upper}=0.95 \cdot P_{max}$ и $P_{lower}=0.45 \cdot P_{max}$ (рис. 64а). Этим исключают данные выше P_{upper} , обладающие повышенным разбросом вследствие недавней смены направления нагружения, и данные ниже P_{lower} , которые могут быть подвержены воздействию явления закрытия трещины, проявляющего себя ниже

некоторого уровня закрытия P_{op} . Поэтому рассматриваемые значения раскрытия соответствуют диапазону $[P_{lower}; P_{upper}]$. Итак, в расчете податливости рассматривается изменение нагружения:

$$\Delta P = P_{upper} - P_{lower} = 0.5 \cdot P_{max} . \quad (69)$$

Частота записи данных $F_{DAQ}=2500$ Гц высока, что позволяет получить сотни значений смещения v_i и соответствующей нагрузки P_i после каждого цикла. Поэтому данные аппроксимируются методом наименьших квадратов (МНК) линейной функцией. Пусть $x_i=P_i$ и $y_i=v_i$, тогда в линейной формулировке $y=kx+b$, причем k – податливость, тогда [91]:

$$k = \frac{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i}{n \cdot \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} , \quad (70)$$

где n – число точек.

Учитывая $k=(\Delta v/\Delta P)$, можно определить длину трещины a_i на каждом цикле [72]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha = \frac{a}{W}; \\ \alpha = A_0 + A_1 \cdot u_x + A_2 \cdot u_x^2 + A_3 \cdot u_x^3 + A_4 \cdot u_x^4 + A_5 \cdot u_x^5; \\ u_x = \frac{1}{\sqrt{\frac{E \cdot \Delta v \cdot B}{\Delta P} + 1}}; \end{array} \right. \quad (71)$$

где a – длина трещины;

W – ширина образца;

$A_0, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5$ – коэффициенты податливости;

u_x – податливость образца;

E – модуль упругости;

v – смещение между кромками образца;

B – толщина образца;

P – нагрузка.

Эти значения a_i имеют разброс и их число велико, поэтому необходимо аппроксимировать зависимости $N=f(a)$ (рис. 64б) и $a=f(N)$. МНК 6-го порядка определяет уравнения, соответствующие набору точек $\{a_i; N_i\}$:

$$N_i = d_0 + d_1 a_i + d_2 a_i^2 + d_3 a_i^3 + d_4 a_i^4 + d_5 a_i^5 + d_6 a_i^6, \quad (72)$$

$$a_i = g_0 + g_1 N_i + g_2 N_i^2 + g_3 N_i^3 + g_4 N_i^4 + g_5 N_i^5 + g_6 N_i^6, \quad (73)$$

где $d_0, d_1, d_2, d_3, d_4, d_5$ и d_6 – коэффициенты уравнения $N=f(a)$,

$g_0, g_1, g_2, g_3, g_4, g_5$ и g_6 – коэффициенты уравнения $a=f(N)$.

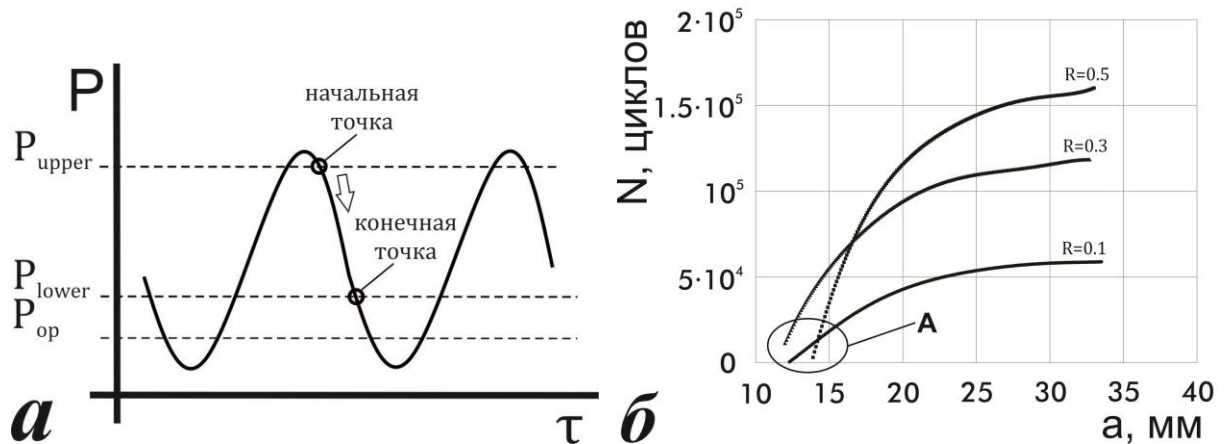


Рис. 64 - (а) Иллюстрация к расчету податливости по нисходящему полуциклу; (б) Кривые $N=f(a)$ испытаний с различным коэффициентом асимметрии R

Набор точек $\{a_i; N_i\}$ является дискретной функцией, и ее рассеивание относительно функции математического ожидания $a=f(N)$ можно описать среднеквадратическим отклонением $\sigma(a)$ [123]:

$$\sigma(a) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (a_i - a_{appi})^2}{n}}, \quad (74)$$

где a_i – экспериментально определенная длина трещины на i цикле,

a_{appi} – длина трещины согласно аппроксимирующей функции на i цикле,

n – число циклов.

Коэффициенты уравнений (72) и (73), среднеквадратическое отклонение и арифметическое среднее набора точек $\{a_i; N_i\}$ занесены в табл. 14. В данных испытаниях по мере роста трещины ее скорость увеличивается, поэтому точки $\{a_i; N_i\}$ расположены кучнее в начале испытания, чем в конце, значит,

среднеквадратическое отклонение возрастает к концу испытания, где аппроксимирующее уравнение менее точно описывает набор точек.

Табл. 14

Коэффициенты уравнений (72) и (73) и статистические показатели функции $\{a_i; N_i\}$ для алюминиевого сплава 2024-T3

Испы- тание	d_0	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	d_6
$R=0.1$	$4.6882 \cdot 10^5$	$-1.5598 \cdot 10^5$	$1.9103 \cdot 10^4$	$-1.1388 \cdot 10^3$	36.516	$-6.0769 \cdot 10^{-1}$	$4.1309 \cdot 10^{-3}$
$R=0.3$	$-1.8177 \cdot 10^6$	$4.7634 \cdot 10^5$	$-5.2816 \cdot 10^4$	$3.2069 \cdot 10^3$	$-1.0943 \cdot 10^2$	1.9658	$-1.4452 \cdot 10^{-2}$
$R=0.5$	$-2.1198 \cdot 10^5$	$-1.6332 \cdot 10^5$	$3.6113 \cdot 10^4$	$-2.82 \cdot 10^3$	$1.0826 \cdot 10^2$	-2.0697	$1.5786 \cdot 10^{-2}$
	g_0	g_1	g_2	g_3	g_4	g_5	g_6
$R=0.1$	12.498	$-2.8499 \cdot 10^{-5}$	$3.3949 \cdot 10^{-8}$	$-2.6266 \cdot 10^{-12}$	$9.5801 \cdot 10^{-17}$	$-1.6315 \cdot 10^{-21}$	$1.0642 \cdot 10^{-26}$
$R=0.3$	11.769	$-4.8628 \cdot 10^{-5}$	$8.3676 \cdot 10^{-9}$	$-3.0572 \cdot 10^{-13}$	$5.6789 \cdot 10^{-18}$	$-5.0072 \cdot 10^{-23}$	$1.6922 \cdot 10^{-28}$
$R=0.5$	13.948	$-1.8041 \cdot 10^{-5}$	$3.9163 \cdot 10^{-9}$	$-1.1541 \cdot 10^{-13}$	$1.6047 \cdot 10^{-18}$	$-1.0288 \cdot 10^{-23}$	$2.5119 \cdot 10^{-29}$
	Среднеквадр. отклонение $\sigma(a)$, мм			Среднее арифметическое \bar{a} , мм		Количество точек n	
$R=0.1$	0.157			17.8		$5.7795 \cdot 10^4$	
$R=0.3$	0.195			16.6		$1.16898 \cdot 10^5$	
$R=0.5$	0.103			18.3		$1.58273 \cdot 10^5$	

Полученная кривая $N=f(a)$ и условия нагружения являются исходными данными для определения КДУР. Предлагается использовать метод интервала, алгоритм которого приведен ниже (рис. 6ба):

1. Определить конечную точку a_{end} интервала $[a_0; a_{end}]$ по формуле:

$$a_{end} = a_0 + \Delta a_{int}, \quad (75)$$

где a_{end} – конечная длина трещины интервала,

a_0 – начальная длина трещины интервала,

Δa_{int} – длина интервала.

Рассмотрение интервалов начинается с наименьшей длины трещины и движется в восходящем направлении по кривой $N=f(a)$ в сторону больших длин.

2. Определить величины N_0 и N_{end} , соответствующие a_0 и a_{end} .
3. Найти величины a_0 и a_{end} соответствующие N_0 и N_{end} в оригинальном наборе точек $\{N_i; a_i\}$.

4. Определить податливость $(\Delta v/\Delta P)_j$ на интервале $[N_0; N_{end}]$, как среднее арифметическое податливостей, входящих в рассматриваемый интервал, используя оригинальный набор точек $\{N_i; a_i\}$.

5. Определить смещение u_j и длину трещины a_j по формуле (71).

6. Определить номер цикла N_j , соответствующий длине трещины a_j как середину интервала $[N_0; N_{end}]$:

$$N_j = \frac{N_0 + N_{end}}{2}. \quad (76)$$

7. Определить скорость роста трещины $(da/dN)_j$, используя данные текущего и предыдущего интервала:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_j = \frac{a_j - a_{j-1}}{N_j - N_{j-1}}, \quad (77)$$

где a_j - длина трещины текущего интервала,

a_{j-1} - длина трещины предыдущего интервала,

N_j - номер цикла текущего интервала,

N_{j-1} - номер цикла предыдущего интервала.

8. Определить размах КИН, соответствующий $(da/dN)_j$ по формуле [72]:

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4), \quad (78)$$

где ΔP - размах нагрузки;

B - толщина образца;

W - ширина образца;

$$\alpha = \frac{a}{W}.$$

9. Перейти к следующему интервалу, прибавив Δa_{int} к текущим начальной и конечной длинам a_0 и a_{end} .

Замечания по методу интервала:

1. Количество точек $\{(da/dN)_j; \Delta K_j\}$ на 1 точку меньше, чем точек $\{a_i; N_i\}$, т.е. $j=i-1$, т.к. при $j=1$ невозможно определить $(da/dN)_{j-1}$.

2. Варьирование длины интервала показало, что для обработки результатов испытаний с 2024-ТЗ подходит $\Delta a_{int} = 10^{-4}$ м. В этом случае количество точек $\{a_i; N_i\}$ достаточно, чтобы получить плавную и четкую кривую дискретной зависимости $da/dN=f(\Delta K)$. На рис. 65а представлено сравнение $\{(da/dN)_j; \Delta K_j\}$ для испытания $R=0.1$ с $\Delta a_{int} = 10^{-4}$ м и $\Delta a_{int} = 5 \cdot 10^{-4}$ м. Несмотря на то, что полученные точки хорошо ложатся на одну кривую, при $\Delta a_{int} = 10^{-4}$ м число точек $j=150$, а в случае $\Delta a_{int} = 5 \cdot 10^{-4}$ м лишь $j=28$. Желательно большее число точек, т.к. при построении кривой $da/dN=f(\Delta K)$ результат метода окажет большее влияние на расчет коэффициентов кривой. Кроме того, при увеличении Δa_{int} точки охватывают меньший диапазон скоростей роста: при $\Delta a_{int} = 5 \cdot 10^{-4}$ м для $R=0.5$ оказалось невозможным получить набор точек $\{(da/dN)_j; \Delta K_j\}$, полностью охватывающих участок Пэриса. А при $\Delta a_{int} < 10^{-4}$ м число точек становится чрезмерным, затрудняя обработку данных.

3. Настоящий метод проявляет большую точность при меньших длинах трещин. На рис. 65б изображена дискретная зависимость $\{(\Delta N/\Delta a_{int})_j; a_j\}$, показывающая количество точек ΔN , приходящееся на расчетный интервал $\Delta a_{int} = 100$ мкм при определенной длине трещины a . Примечания А и Б демонстрируют нежелательные отклонения, обусловленные неточностью аппроксимации и величиной расчетного интервала Δa_{int} . Область примечания А мала и соответствует малой скорости роста трещины, поэтому неточность можно игнорировать. Область примечания Б больше и характерна для всех кривых, поэтому для высоких скоростей роста лучше применять иной метод, например, метод точек. Увеличение порядка МНК и расчетного интервала ведет к уменьшению описанных отклонений.

4. Метод интервала формирует набор точек, основываясь на первом встреченном значении длины трещины a_{end} , которое удовлетворит критерию:

$$a_{end} \geq a_0 + \Delta a_{int} \cdot \quad (79)$$

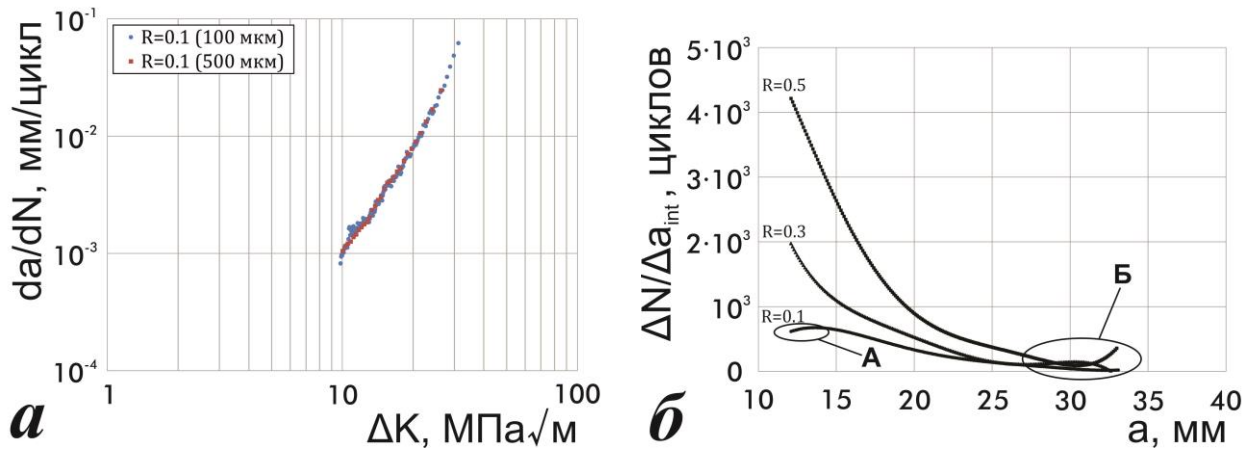


Рис. 65 - (а) – Сравнение диаграмм усталостного разрушения для испытания $R=0.1$, полученных методом интервалов с размерами интервала 100 и 500 мкм. (б) - Количество точек ΔN , приходящееся на расчетный интервал $\Delta a_{\text{int}}=100$ мкм при длине трещины a в расчете методом интервала.

Поэтому этот метод дает несколько завышенные значения длины трещины, чем имеют место на самом деле или описываются аппроксимирующей кривой $a=f(N)$. На рис. 67а показано, что кривая, проведенная через точки a_0 и a_{end} на графике $a=f(N)$ лежит выше аппроксимирующей кривой $a=f(N)$. Переоценивая длину трещины, метод интервалов может вести к неконсервативным оценкам долговечности.

5. $\Delta N / \Delta a_{\text{int}}$ уменьшается с ростом длины трещины a (рис. 65б), поэтому число точек $\{a_i; N_i\}$, входящих в каждый рассматриваемый интервал падает, что приводит к неточностям в области больших длин трещин. Метод интервала работает исправно, пока не появляются отклонения, отмеченные примечанием Б.

6. На рис. 64б графически представлена зависимость $N=f(a)$ для алюминиевого сплава 2024-Т3. Примечание А демонстрирует разницу начальных длин трещин после предварительного растрескивания. Неточность обусловлена и тем, что изображена аппроксимирующая функция, а не оригинальный набор точек $\{N_i; a_i\}$. Хотя неточность существенна, этот факт не влияет на результаты, т.к. скорость роста трещины при $a=12\dots 14$ мм не интересует нас в дальнейшем расчете.

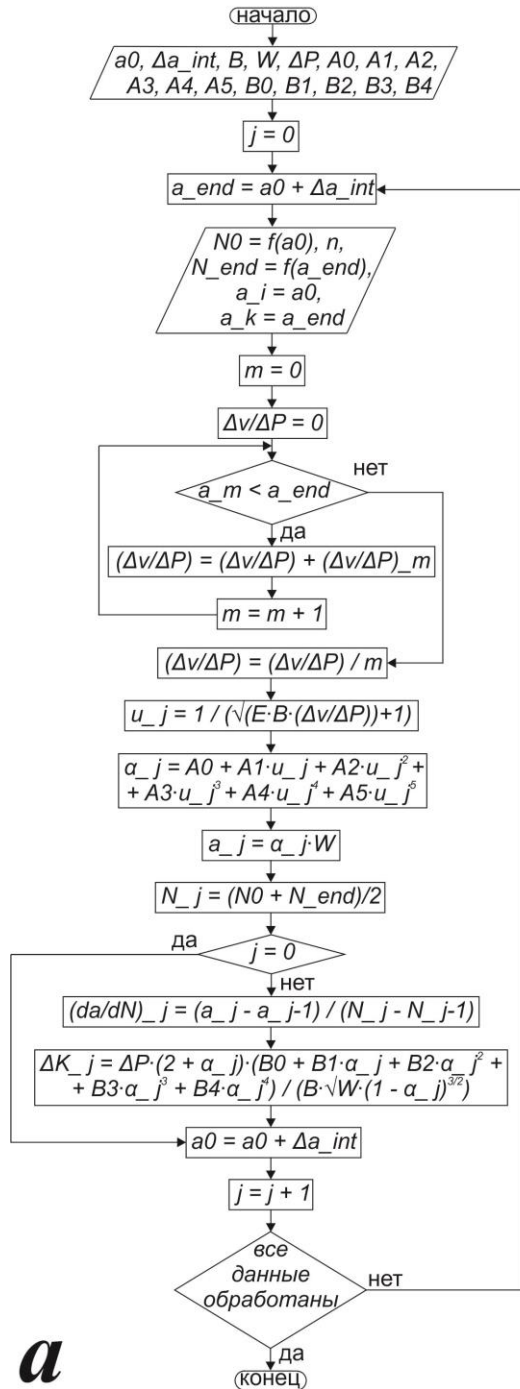
Помимо метода интервала также предполагается использовать *метод точек*, алгоритм расчета следующий (рис. 66б):

1. Разбить оригинальный набор точек $\{N_i; a_i\}$ на интервалы по n_{int} точек начиная с конца.
2. Определить податливость $(\Delta v/\Delta P)_j$ на интервале $[N_0; N_{end}]$, как среднее арифметическое податливостей, входящих в рассматриваемый интервал, используя оригинальный набор точек $\{N_i; a_i\}$.
3. Определить длину трещины a_j по формуле (71).
4. Определить номер цикла N_j , соответствующий длине трещины a_j как середину интервала $[N_0; N_{end}]$ по формуле (76).
5. Определить скорость роста трещины $(da/dN)_j$, используя данные текущего и предыдущего интервала по формуле (77).
6. Определить размах КИН, соответствующий $(da/dN)_j$ по формуле (78).
7. Перейти к следующему интервалу.

Замечания по методу точек:

1. Метод точек начинает подбор интервалов с конечной длины трещины и далее двигается в нисходящем направлении по кривой дискретной функции $N=f(a)$ в сторону меньшей длины трещины (рис. 67б).
2. Зачастую метод точек не позволяет рассмотреть всю кривую $N=f(a)$. Это связано с тем, что двигаясь в нисходящем направлении по кривой дискретной функции $\Delta v/\Delta P=f(N)$, можно обнаружить повышение $\Delta v/\Delta P$ при снижении N при малой длине трещины (рис. 68а). Можно ошибочно интерпретировать, что при некоторой длине трещины a_{min} имело место уменьшение длины трещины a при увеличении числа циклов N . Поэтому последний интервал n_{ints} на рис. 68а не достигает начала кривой.

Метод интервала



Метод точек

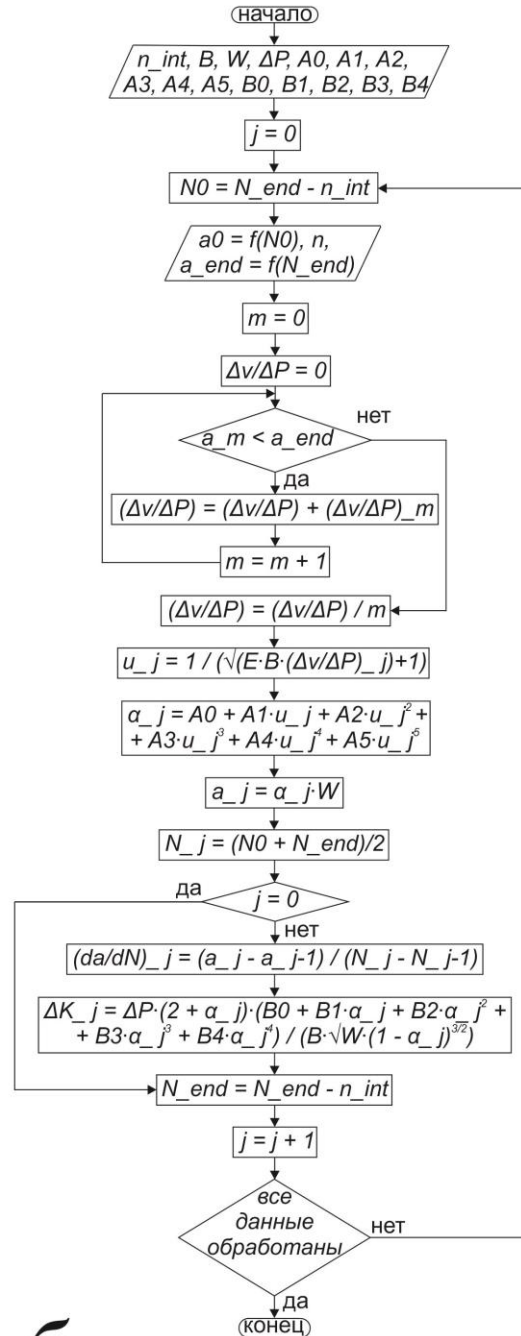


Рис. 66 - (а) - Блок-схема алгоритма метода интервала для определения КДУР. (б) - Блок-схема алгоритма метода точек для определения КДУР

3. Сравнение полученных кривых $da/dN=f(a)$ испытания $R=0.3$ методом точек продемонстрировало взаимосвязь границы применимости метода точек a_{min} , описанной выше и количества точек n_{int} в интервале (рис. 68б). При $n_{int}=2$ граница

применимости $a_{min}=32.6$ мм, при $n_{int}=4$ - $a_{min}=31.5$ мм, при $n_{int}=32$ - $a_{min}=23.2$ мм, при $n_{int}=100$ - $a_{min}=20$ мм. Кроме того, что с увеличением количества точек n_{int} в интервале уменьшается охват больших длин трещин вследствие аппроксимации. Также очевиден рост разброса значений при каждом n_{int} при приближении к a_{min} .

4. На рис. 69а представлена кривая $da/dN=f(K)$, полученная на основе $da/dN=f(a)$ для различных наборов точек. Если присвоить каждому методу свой интервал на кривой $da/dN=f(K)$, ограниченный, с одной стороны a_{min} , а с другой – концом кривой или интервалом соседнего метода, и двигаться в нисходящем направлении в сторону меньших ΔK , то можно получить набор точек кривой $da/dN=f(\Delta K)$, указанный на рис. 69б (испытание $R=0.3$). Варьируя величину n_{int} в адаптивной модификации метода точек можно описать верхний участок КДУР.

В результате испытаний наиболее приемлемыми оказались кривые $da/dN=f(\Delta K)$, показанные на рис. 70а. Кривые $R=0.1$ и $R=0.5$ получены по методу интервала с $\Delta a_{int} = 100$ мкм. Кривая $R=0.3$ получена методом интервала с $\Delta a_{int} = 100$ мкм вплоть до $\Delta K=14.2$ МПа $\sqrt{м}$, а далее – методом точек с количеством точек $n_{int} = 50$. Для рассмотрения участка Пэриса, лишенного воздействий соседних участков КДУР целесообразно перейти к диапазону скоростей $10^{-4} \dots 10^{-3}$ мм/цикл, распределив точки в зависимости от R (рис. 70б).

На основании кривых, показанных на рис. 70б, были определены коэффициенты уравнения Пэриса исходя из предположения, что $\Delta K = \Delta K_{eff}$ (табл. 15). На практике же $R \approx 0.4 \dots 0.5$ является наименьшим значением R , при котором закрытие трещины минимально при регулярном нагружении. Поэтому испытания $R=0.1$ и $R=0.3$ подвержены эффекту закрытия трещины, а испытание $R=0.5$ мы полагаем лишенным его.

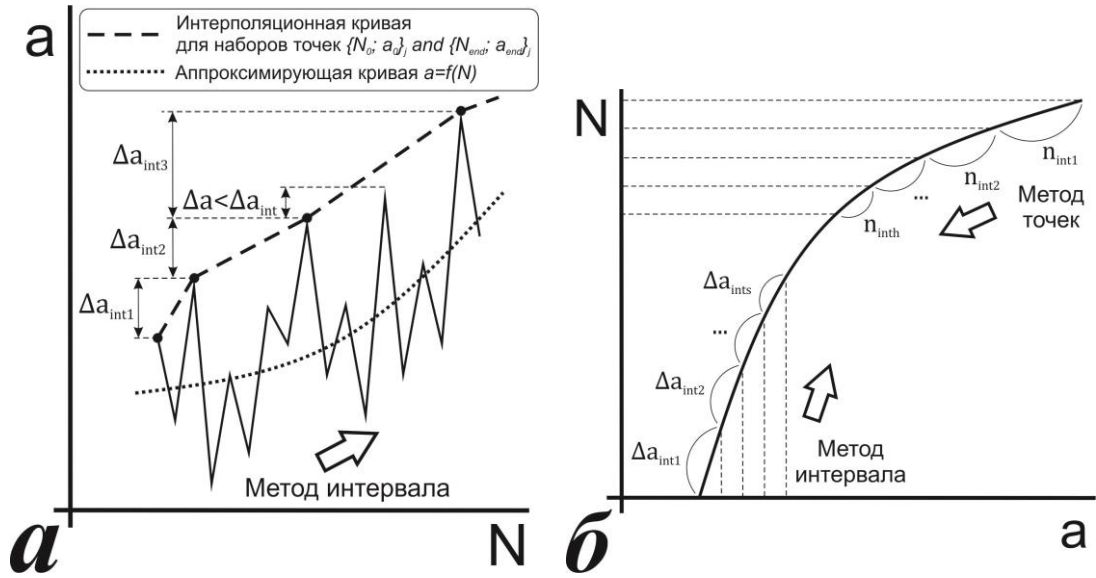


Рис. 67 - (а) Сравнение кривой $a=f(N)$ по методу интервалов и аппроксимирующей кривой. (б) Сравнение логики выбора интервалов в методах интервала и точек

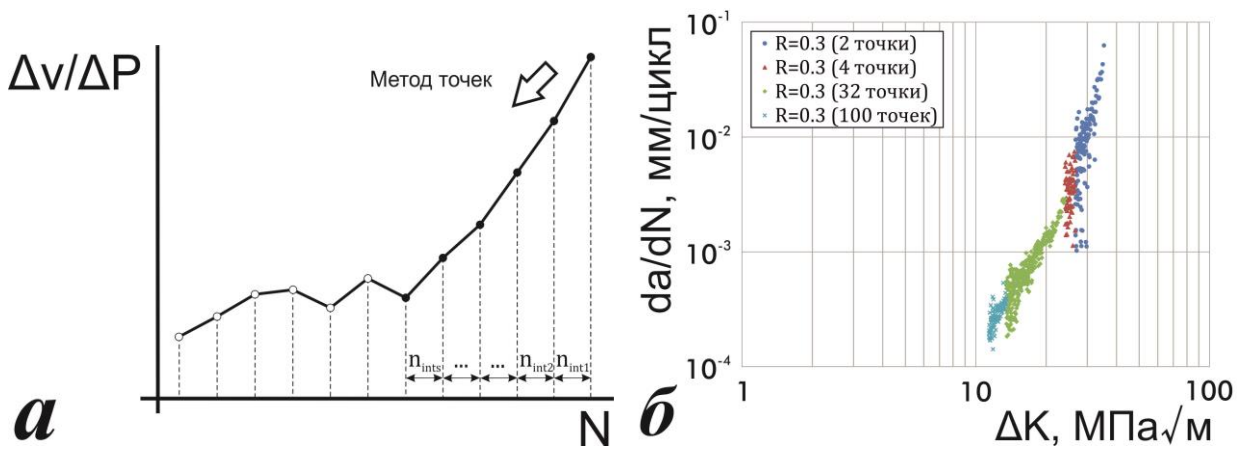


Рис. 68 - (а) Рост податливости при уменьшении числа циклов ограничивает применимость метода точек. (б) Взаимосвязь границы применимости метода точек a_{min} и количества точек n_{int} в интервале

Табл. 15

Значения коэффициентов Пэриса

Испытание	c	m
$R=0.1$	$1.460 \cdot 10^{-7}$	2.853
$R=0.3$	$8.558 \cdot 10^{-8}$	3.204
$R=0.5$	$1.816 \cdot 10^{-7}$	3.079
Итог	$2.07 \cdot 10^{-7}$	3.028

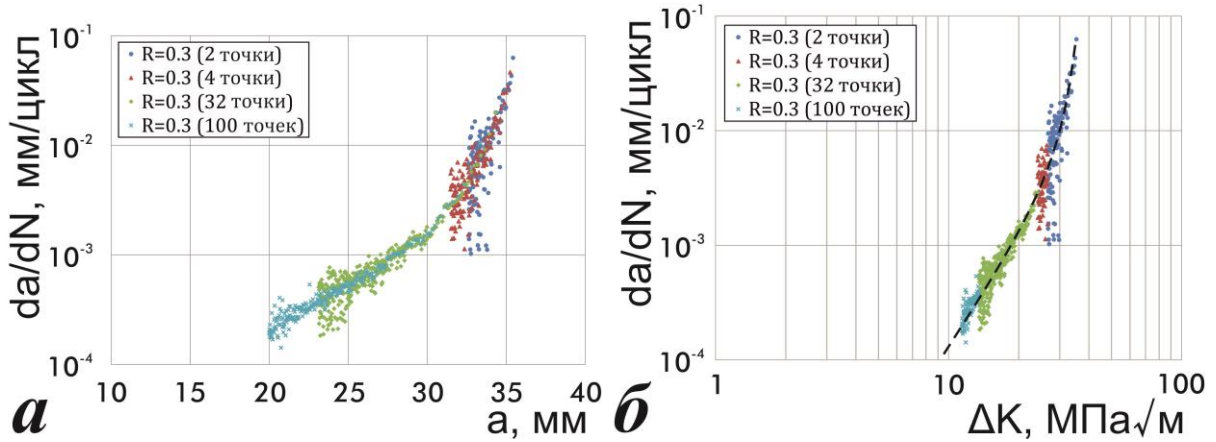


Рис. 69 - (а) Кривая $da/dN=f(a)$ для различных наборов точек регулярного нагружения с асимметрией цикла $R=0.3$. (б) КДУР, полученная с помощью адаптивного метода точек с изменением количества точек интервала n_{int} для аппроксимации верхнего участка кривой

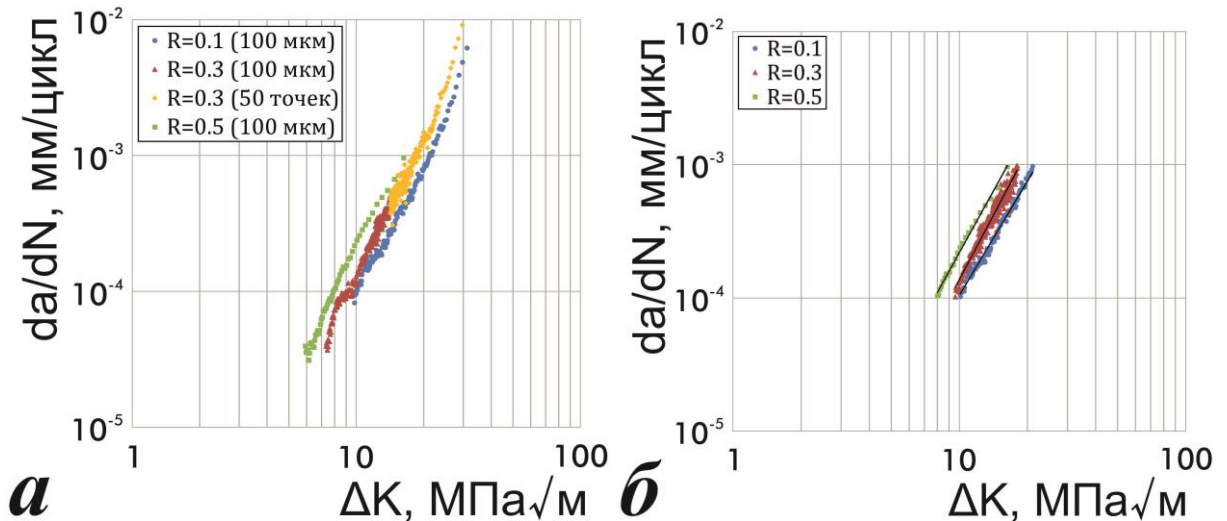


Рис. 70 - (а) Итоговые КДУР для алюминиевого сплава 2024-ТЗ. (б) Области КДУР, принадлежащие диапазону скоростей $10^{-4} \dots 10^{-3}$ мм/цикл.

Таким образом, удалось учесть закрытие трещины и перейти от кривых $da/dN=f(\Delta K)$ к кривым $da/dN=f(\Delta K_{eff})$, которые легли вдоль одной линии (рис. 71а). Далее, точки трех этих кривых $da/dN=f(\Delta K_{eff})$ используются для создания обобщенного набора точек (рис. 71б). Затем с помощью аппроксимации МНК степенной функцией вида $y=ax^b$ были получены итоговые значения коэффициентов Пэриса (табл. 15). При обобщении количество точек $\{(da/dN)_j; (\Delta K_{eff})_j\}$ отлично в каждом испытании, поэтому их статистический “вес” различен: чем больше точек j в

конкретном испытании, чем в других, тем менее корректно обобщение. Так, для $R=0.3$ число точек примерно в 1.5 раза больше, чем в $R=0.1$ и в 2.5 раза больше, чем в $R=0.5$. Учет веса данных и применение адаптивных методов, является направлением совершенствования методики.

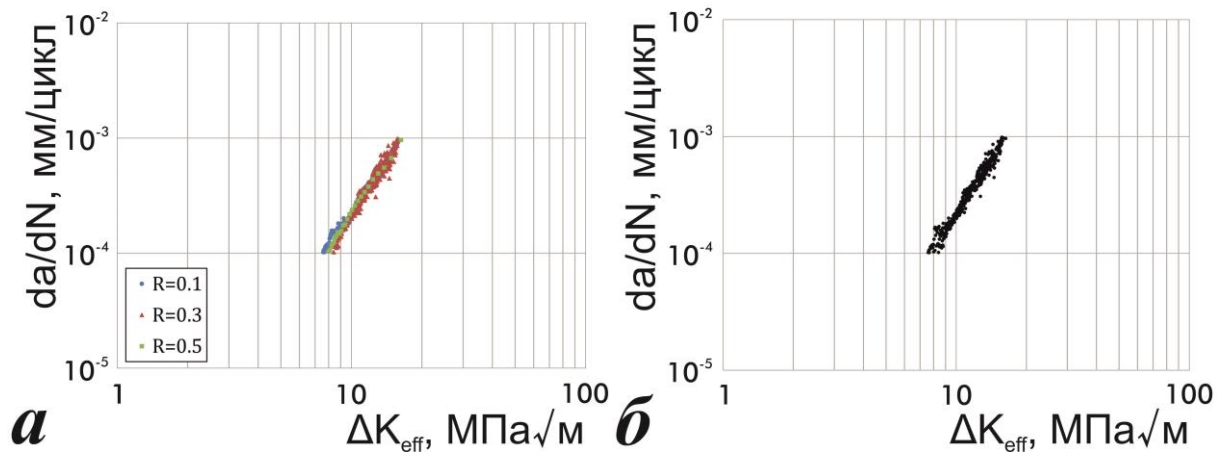


Рис. 71 - (а) Область кривой КДУР с учетом закрытия трещины для испытаний с различной асимметрией цикла R , принадлежащая диапазону скоростей $10^{-4} \dots 10^{-3}$ мм/цикл. (б) Область обобщенной кривой КДУР.

Приложение 3. Метод аппроксимации кривой роста трещины и получения кривой КДУР на примере алюминиевого сплава

Настоящий метод включает в себя подметоды смежных точек, набора точек и интервала для аппроксимации КДУР. Методы смежных точек и набора точек стандартизированы и заимствованы из документа [72]. Метод интервала является оригинальным и освещен с прочими методами в статье [60]. Все эти методы реализованы в программном обеспечении авторской разработки [117, 118]. Описанные ниже методы смежных точек, набора точек и интервала для аппроксимации КДУР отличны от методов для построения кривых КДУР и определения коэффициентов Пэриса и сходны с ними только названием.

КДУР может быть построена на основе аппроксимации кривой роста трещины $a=f(N)$. Номер цикла определяется счетчиком циклов программы, а текущая длина трещины определяется методом податливости по формуле [72]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha = \frac{a}{W}; \\ \alpha = A_0 + A_1 \cdot u_x + A_2 \cdot u_x^2 + A_3 \cdot u_x^3 + A_4 \cdot u_x^4 + A_5 \cdot u_x^5; \\ u_x = \frac{1}{\sqrt{\frac{E \cdot \nu \cdot B}{P} + 1}}. \end{array} \right. \quad (80)$$

Результатом испытания на распространение трещины, проведенным с помощью приложения Variable Amplitude Fatigue Crack Propagation (VAFCP), является набор точек $\{a_i; N_i\}$, причем кривая, интерполированная по нему зачастую не гладкая, особенно при нагружении переменной амплитуды. Поэтому набор точек подвергают регрессионному анализу, чаще всего – по МНК [91]. Любое изменение кривизны или гладкости кривой роста трещины нужно обосновать, иначе кривая будет отражать инструментальные погрешности.

Запись длины трещины в VAFCP происходит не цикл-за-циклом, а на основе критерия минимально допустимого интервала между соседними записями Δa_{rec}

$=a_{i+1} - a_i$. Производителем испытательных машин рекомендовано значение $\Delta a = 2.5 \cdot 10^{-5}$ м. Действительно, если погрешность определения длины трещины $\Delta a_{rec} = 10^{-6}$ м, то точность измерения в 5 % достигается при $\Delta a = 2.5 \cdot 10^{-5}$ м.

Набор точек $\{a_i; N_i\}$ и сведения о характере нагрузки являются входными данными расчета набора точек $\{da/dN_i; \Delta K_i\}$. Для регулярного, блочного и приближенным к ним режимов нагружения предлагается использовать методы смежных точек, набора точек или интервала.

Алгоритм метода смежных точек (рис. 72) дан ниже для одной итерации:

1. Определить среднюю длину трещины \bar{a}_i на интервале $[a_i; a_{i+1}]$:

$$\bar{a}_i = \frac{a_i + a_{i+1}}{2}, \quad (81)$$

где a_i – начальная длина трещины интервала;

a_{i+1} – конечная длина трещины интервала.

2. Определить среднее значение номера цикла \bar{N}_i на интервале $[N_i; N_{i+1}]$:

$$\bar{N}_i = \frac{N_i + N_{i+1}}{2}, \quad (82)$$

где N_i – начальный номер цикла интервала;

N_{i+1} – конечный номер цикла интервала.

3. Определить среднюю скорость роста трещины на интервале из соседних точек i и $i+1$:

$$da/dN_i = \frac{\bar{a}_i}{\bar{N}_i}. \quad (83)$$

4. Определить размах коэффициента интенсивности напряжений ΔK_i , соответствующий скорости роста da/dN_i :

$$\Delta K_i = f(a_i, \Delta P_i), \quad (84)$$

где ΔP_i – размах нагрузки.

5. Перейти к следующей паре точек $i+1$ и $i+2$ и повторить расчет.

Метод смежных точек

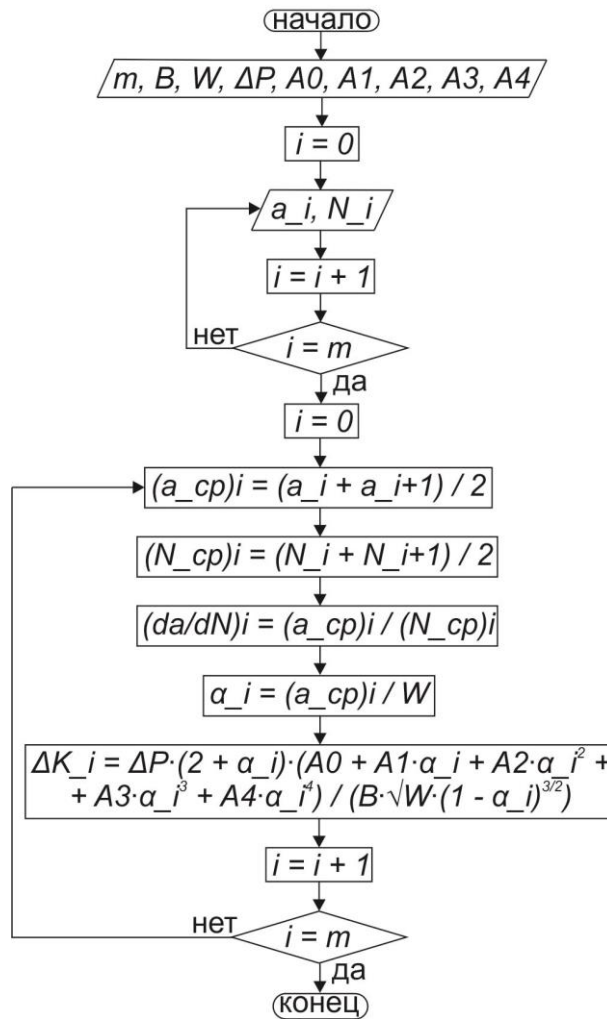


Рис. 72 – Блок-схема алгоритма метода смежных точек для аппроксимации кривой роста трещины и получения кривой КДУР

О методе смежных точек целесообразно сделать замечания:

1. Метод чувствителен к изменению скорости роста трещины. Причиной изменения скорости роста трещины может оказаться не только фактический скачок скорости роста, но и инструментальные погрешности, ошибки эксперимента. Хотя определение границы действия временных эффектов, например связанных с предварительным растрескиванием или эффектом перегрузки этим методом может оказаться эффективным.

2. Количество получаемых точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$:

$$N_2 = N_1 - 1, \quad (85)$$

где N_1 – количество точек $\{a_i; N_i\}$;

N_2 – количество точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$.

Количество точек N_2 велико, точки обладают значительным разбросом, поэтому целесообразно проведение статистического анализа результатов.

Эти замечания позиционируют метод смежных точек как метод, позволяющий исследователю лучше чувствовать ход испытания и изменяющееся поведение материала, подсказывающий возможные эффекты или ошибки, которые нельзя заметить с использованием более прогрессивных методов. Однако результат метода содержит инструментальные погрешности и не подходит для описания свойств материала.

Прежде чем приступить к рассмотрению прочих методов аппроксимации следует описать лежащий в их основе метод наименьших квадратов второго порядка в формулировке $y = A + Bx + Cx^2$, где x соответствует номеру цикла, а y – длине трещины [91]. Этот метод необходим для определения скорости роста трещины da/dN_j и расчетной длины трещины a_j на текущей итерации метода набора точек или метода интервала. Хотя метод общеизвестен и распространен, приведем его ниже для прозрачности вычислений:

1. Для облегчения вычисления вводят величины D_1 и D_2 , представляющих соответственно полусумму и полуразность конечного N_{i+n} и начального N_i номера цикла итерации, т.е. если в итерацию попадает n точек, то справедливо:

$$D_1 = \frac{N_{i+n} + N_i}{2}, \quad (86)$$

$$D_2 = \frac{N_{i+n} - N_i}{2}. \quad (87)$$

2. Введем следующие обозначения:

$$x_k = \frac{N_{i+k} - D_1}{D_2}, \quad (88)$$

$$y_k = a_{i+k}, \quad (89)$$

$$sx = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k, \quad (90)$$

$$sx^2 = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k^2, \quad (91)$$

$$sx^3 = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k^3, \quad (92)$$

$$sx^4 = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k^4, \quad (93)$$

$$sxy = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k y_k, \quad (94)$$

$$sx^2 y = \sum_{k=i}^{i+n-1} x_k^2 y_k, \quad (95)$$

где k – номер итерации МНК при подсчете сумм. Очевидно, $i \leq k < i+n$, т.к. первая точка $\{a_i; N_i\}$ соответствует $n=0$.

3. Тогда расчет уравнения сводится к определению коэффициентов:

$$A = \frac{sy \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sxy \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 y \cdot (sx \cdot sx^3 + (sx^2)^2)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}, \quad (96)$$

$$B = \frac{n \cdot (sxy \cdot sx^4 - sx^2 y \cdot sx^3) - sx \cdot (sy \cdot sx^4 - sx^2 y \cdot sx^2) + sx^2 \cdot (sy \cdot sx^3 - sxy \cdot sx^2)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}, \quad (97)$$

$$C = \frac{n \cdot (sx^2 \cdot sx^2 y - sx^3 \cdot sxy) - sx \cdot (sx \cdot sx^2 y - sx^3 \cdot sy) + sx^2 \cdot (sx \cdot sxy - sx^2 \cdot sy)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}. \quad (98)$$

4. Номер цикла, соответствующий итерации аппроксимирующего метода, можно вычислить по формуле, учитывающей четность n :

$$\left[\begin{array}{l} 2 | n : N = N_{i+\frac{n}{2}}; \\ \text{иначе} : N = \frac{N_{i+n} + N_i}{2}. \end{array} \right. \quad (99)$$

5. Искомая скорость роста трещины на текущей итерации аппроксимирующего метода определяется по формуле:

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_j = \frac{B}{D_2} + \frac{2 \cdot C \cdot (N - D_1)}{D_2^2}. \quad (100)$$

6. Искомая длина трещины определяется выражением:

$$a_j = A + B \cdot N + C^2 \cdot N^2. \quad (101)$$

Методы набора точек и интервалов используют вышеописанную процедуру метода наименьших квадратов единожды на каждой своей итерации, причем каждый раз необходим пересчет сумм (30)-(35), так как набор точек $\{a_i; N_i\}$ на каждой итерации аппроксимирующего метода различен. Теперь продолжим рассмотрение аппроксимирующих методов.

Метод набора точек имеет несколько известных алгоритмов и рекомендуется стандартом [72]. Входным параметром метода набора точек является количество точек n итерации. Рассмотрим один из алгоритмов (рис. 73) ниже для одной итерации:

1. Выбрать число точек n , рассматриваемое в каждой итерации.
2. Выбрать точки $i, i+1, \dots, i+n$ из последовательности $\{a_i; N_i\}$.
3. Определить da/dN_j и a_j методом наименьших квадратов второго порядка.
4. Определить размах коэффициента интенсивности напряжений ΔK_j , соответствующий скорости роста da/dN_j :

$$\Delta K_j = f(a_j, \Delta P_j). \quad (102)$$

5. Выбрать точки $i+1, i+2, \dots, i+n+1$ из последовательности $\{a_i; N_i\}$ и повторить расчет.

В отличие от метода смежных точек исследователь может влиять на результат изменением n . Эта возможность приводит к особенностям метода:

1. Большинство точек набора $\{a_i; N_i\}$ используется в расчете многократно, особенно в середине набора. Это связано с тем, что на каждой итерации интервалы последовательности $\{a_i; N_i\}$ накладываются друг на друга, а не являются смежными.
2. Количество получаемых точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$:

$$N_2 \approx N_1 - n / 2, \quad (103)$$

где N_1 – количество точек $\{a_i; N_i\}$;

N_2 – количество точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$.

3. Чем выше значение n , тем больше использований и тем более гладкой получается кривая $da/dN-\Delta K$.

4. Чем выше значение n , тем большая область кривой $da/dN-\Delta K$ оказывается “потерянной” в результате. Чем больше n , тем больше величины $N_{i+\frac{n}{2}} - N_0$ на первой и $N_f - N_{i+\frac{n}{2}}$ на последней итерациях, где N_0 – начальное число циклов, N_f – конечное число циклов, $N_{i+\frac{n}{2}}$ – расчетный номер цикла итерации. Эти разности циклов характеризуют размер “потерянных” областей в циклах. Такая особенность затрудняет получение крайних участков КДУР.

В отличие от метода смежных точек, метод набора точек позволяет лучше описать поведение материала. Важным решением является выбор параметра n , который представляет собой компромисс между гладкостью кривой и размером “потерянных” участков кривой $da/dN-\Delta K$.

Метод интервала во многом схож с предыдущим методом, и его алгоритм (рис. 74) приведен ниже для одной итерации:

1. Выбрать максимальный интервал Δa_c , рассматриваемый в каждой итерации.
2. Выбрать точки $i, i+1, \dots, i+n$ из последовательности $\{a; N\}$, попадающие в интервал $[a_0; a_0 + \Delta a_c]$, где a_0 – начальная длина трещины интервала.
3. Определить da/dN_j и a_j методом наименьших квадратов второго порядка.
4. Определить размах коэффициента интенсивности напряжений ΔK_j , соответствующий скорости роста da/dN_j :

$$\Delta K_j = f(a_j, \Delta P). \quad (104)$$

5. Выбрать точки $i+1 \dots$, попадающие в максимальный интервал Δa_c и повторить расчет по пунктам (2)-(4).

Метод набора точек

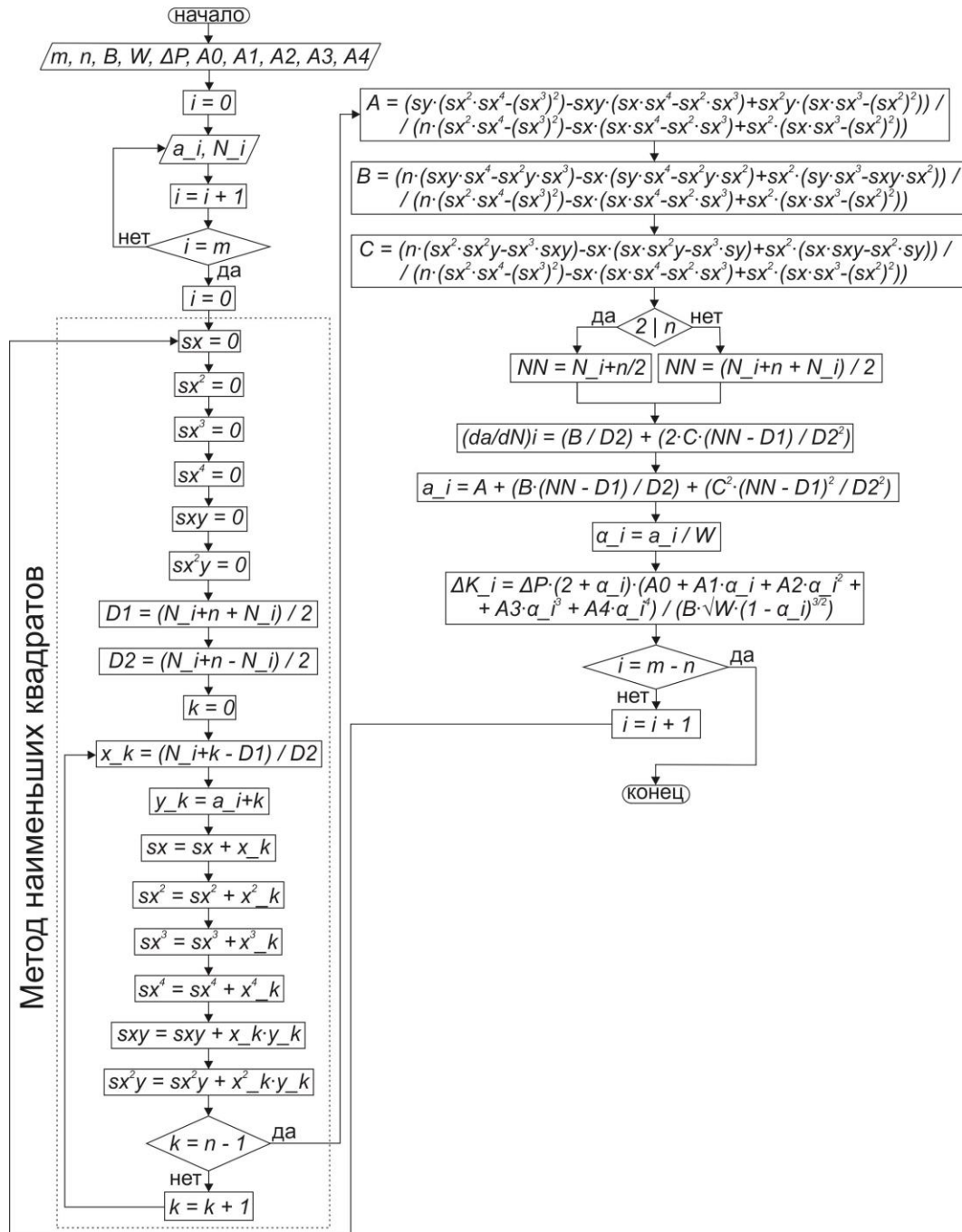


Рис. 73 – Блок-схема алгоритма метода набора точек для аппроксимации кривой роста трещины и получения кривой КДУР

Метод интервала

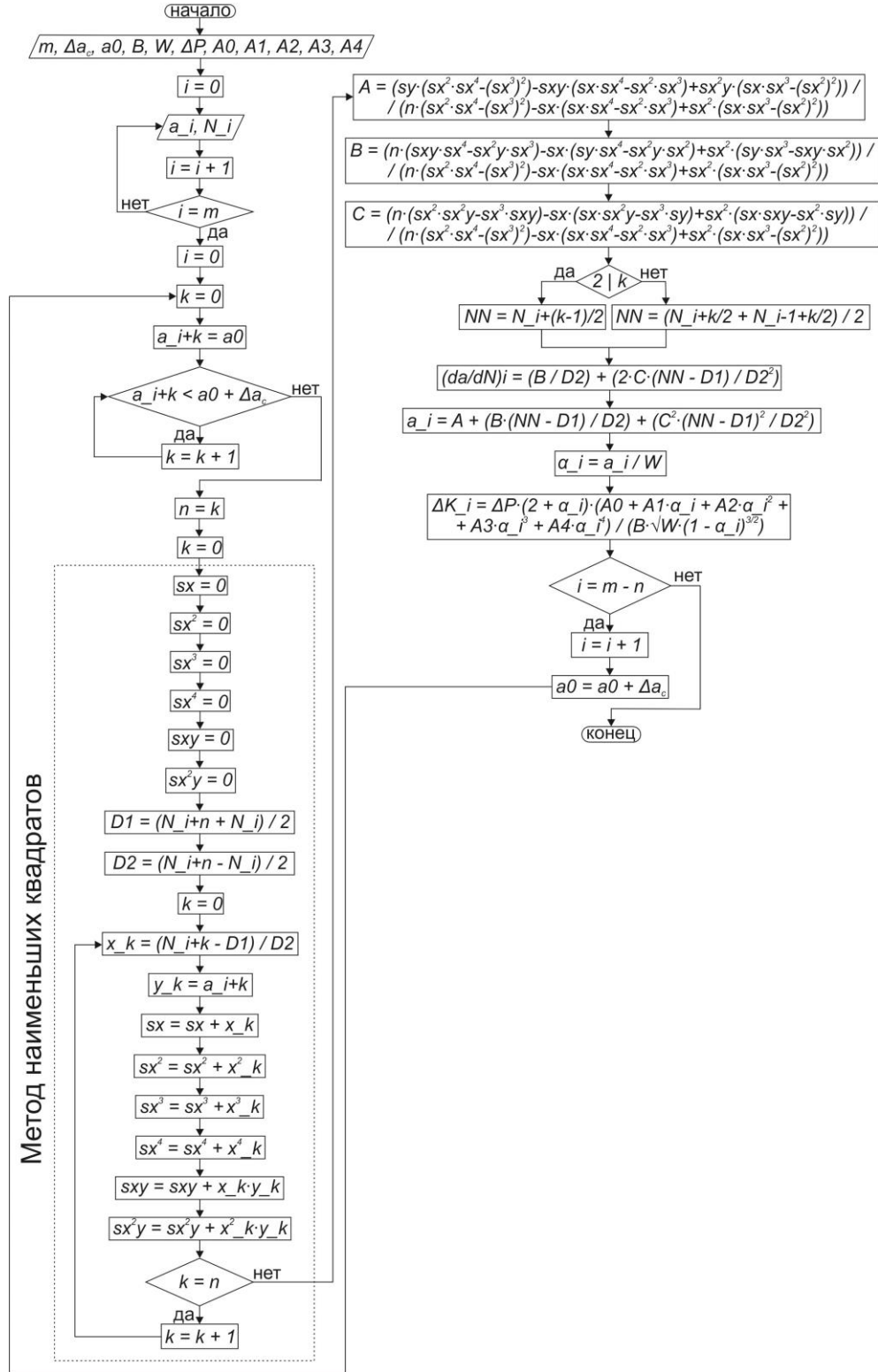


Рис. 74 – Блок-схема алгоритма метода интервала для аппроксимации кривой роста трещины и получения кривой КДУР

Влияние n в методе набора точек аналогично влиянию Δa_c в методе интервалов. Т.к. величина n различна на каждой итерации, то область “потерянных” участков da/dN - ΔK удобнее связать с Δa_c : чем больше Δa_c , тем больше область “потерянных” участков $[a_0; a_0 + \Delta a_c]$ и $[a_f - \Delta a_c; a_f]$, где a_0 – начальная длина, a_f – конечная длина трещины.

Получаемое методом интервалов количество точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$:

$$N_2 \approx N_1 - n_f, \quad (105)$$

где N_1 – количество точек $\{a_i; N_i\}$;

N_2 – количество точек $\{da/dN_j; \Delta K_j\}$;

n_f – количество точек $\{a_i; N_i\}$ на последней итерации.

Хотя метод интервала имеет недостатки, его предлагается использовать вместо стандартного метода набора точек. Методы набора точек и интервала отличаются только способом выбора набора точек, участвующего в аппроксимации МНК (рис. 75). На рисунке числа в кругах означают номера точек $\{a_i; N_i\}$, а числа у скобок – номера итераций.

Уменьшения “потерянных” участков можно добиться применением комбинированных методов. Минимальный размер “потерянных” участков характерен для метода смежных точек, а наибольшая гладкость – для метода интервала. Поэтому для получения наилучших результатов несколько крайних точек набора $\{a_i; N_i\}$ обрабатывают по методу смежных точек, а оставшееся большинство – методом интервала. В итоге кривая получается гладкой, сведения о скорости роста трещины сохраняются в начале и в конце испытания. Комбинированный метод является наиболее эффективным, минимизируя недостатки входящих в него методов, поэтому используется в дальнейшей работе. Пример сравнения результатов различных методов двух историй нагружения, включающих блоки постоянной амплитуды и перегрузки, дан на рис. 76, причем принято $n=60$ и $\Delta a_c=3$ мм.

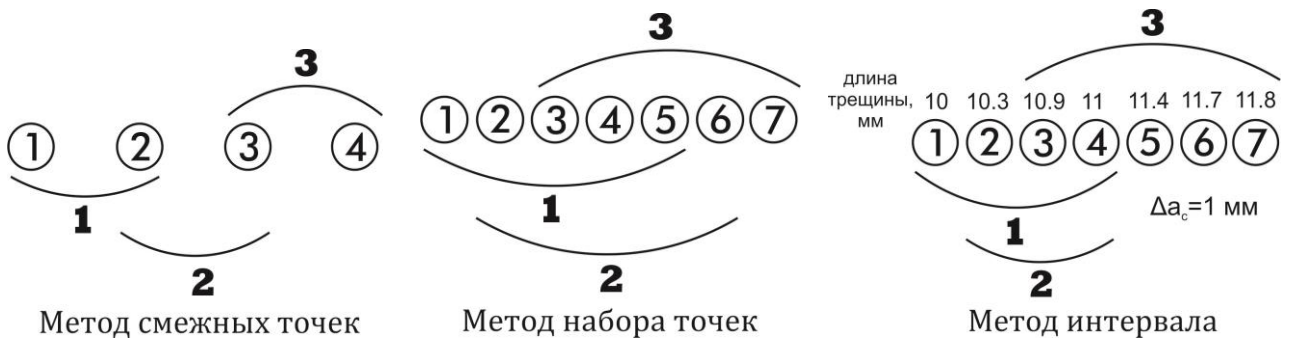


Рис. 75 - Способы выбора точек в методах аппроксимации длины трещины

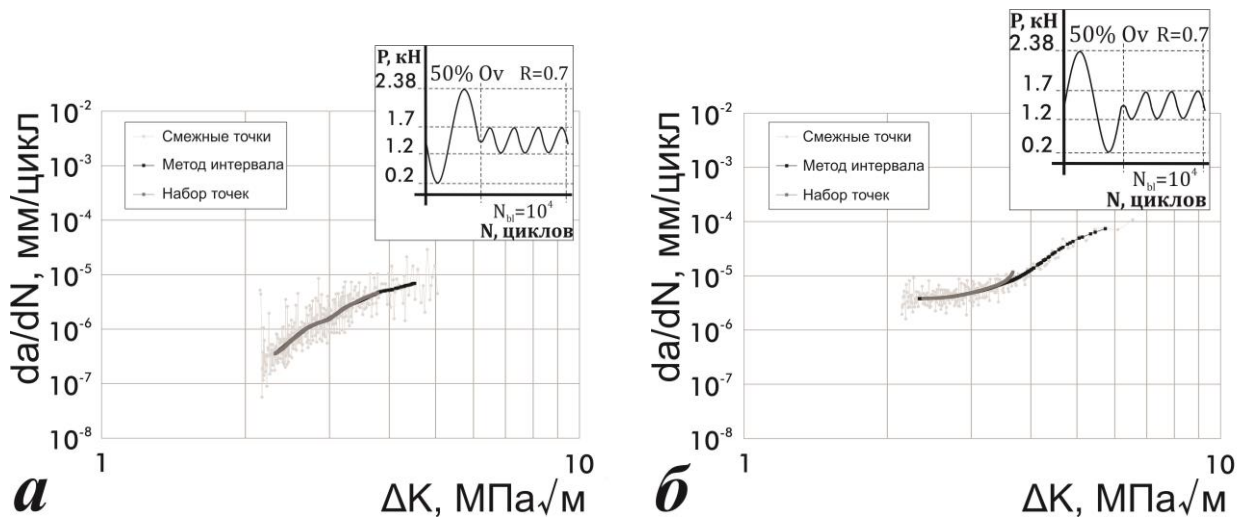


Рис. 76 - Диаграммы усталостного разрушения, полученные методами соседних точек, набора точек и метода интервала в испытаниях с перегрузками различного характера на алюминиевом сплаве 2024-T3

Приложение 4. Метод расчета коэффициентов КДУР

Настоящий метод включает в себя прямой метод и метод бисекции для расчета коэффициентов КДУР. Эти методы общеизвестны, но их применение для расчета коэффициентов КДУР оригинально и освещено в источнике [125], а также реализовано в программном обеспечении авторской разработки [119]. Помимо коэффициентов p и q программа [119] позволяет определять коэффициенты Пэриса c и m , а также величины ΔK_{th} и K_c в случае допущения их постоянства.

Нижний участок кривой КДУР характеризуется коэффициентом p и пороговым размахом КИН ΔK_{th} . Для описания кривой КДУР, не включающей верхний участок, может использоваться упрощенная версия уравнения (20):

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \cdot \left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}}\right)^p, \quad (106)$$

где ΔK_{eff} – эффективный размах КИН.

Средний участок кривой КДУР характеризуется коэффициентами Пэриса c и m . Для описания этого участка применяется кривая Пэриса [37]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m. \quad (107)$$

Верхний участок кривой КДУР характеризуется коэффициентом q и вязкостью разрушения K_c . Для описания кривой КДУР, не включающей нижний участок, может использоваться выражение:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot \Delta K_{eff}^m}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c}\right)^q}. \quad (108)$$

Полная кривая КДУР характеризуется выражением:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_{eff}}\right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c}\right)^q}. \quad (109)$$

Итерационная процедура определения коэффициентов уравнений КДУР состоит из следующих этапов: 1) определение целевой функции методом наименьших квадратов и проверка критерия минимума целевой функции; 2) выбор параметров для следующей итерации.

Приведем ниже алгоритм метода наименьших квадратов для определения значения целевой функции:

1. Введем следующие обозначения:

$$\left[\begin{array}{l}
 y_j = \lg\left(\frac{da}{dN}\right)_j - \lg(c)_i - m_i \cdot \lg(\Delta K_{eff})_j, \text{ для участка Пэриса;} \\
 y_j = \lg\left(\frac{da}{dN}\right)_j - \lg\left(c_i \cdot (\Delta K_{eff})_j^{m_i} \cdot \left(1 - \frac{(\Delta K_{th})_i}{(\Delta K_{eff})_j}\right)^{p_i}\right), \text{ для КДУР без верхнего участка;} \\
 y_j = \lg\left(\frac{da}{dN}\right)_j - \lg\left(\frac{c_i \cdot (\Delta K_{eff})_j^{m_i}}{\left(1 - \frac{(\Delta K_{eff})_j}{(K_{max})_j}\right)^{q_i}}\right), \text{ для КДУР без нижнего участка;} \\
 y_j = \lg\left(\frac{da}{dN}\right)_j - \lg\left(c_i \cdot (\Delta K_{eff})_j^{m_i} \cdot \frac{\left(1 - \frac{(\Delta K_{th})_i}{(\Delta K_{eff})_j}\right)^{p_i}}{\left(1 - \frac{(\Delta K_{eff})_j}{(K_{max})_j}\right)^{q_i}}\right), \text{ для всей кривой КДУР,}
 \end{array} \right. \quad (110)$$

$$x_j = \lg(\Delta K_{eff})_j, \quad (111)$$

$$sx = \sum_{j=0}^{n-1} x_j, \quad (112)$$

$$sx^2 = \sum_{j=0}^{n-1} x_j^2, \quad (113)$$

$$sx^3 = \sum_{j=0}^{n-1} x_j^3, \quad (114)$$

$$sx^4 = \sum_{j=0}^{n-1} x_j^4, \quad (115)$$

$$sxy = \sum_{j=0}^{n-1} x_j y_j, \quad (116)$$

$$sx^2 y = \sum_{j=0}^{n-1} x_j^2 y_j, \quad (117)$$

где j – номер точки. Очевидно, $0 \leq j \leq n-1$, т. к. n – число точек; i – номер итерации. Применение десятичных логарифмов обусловлено двойным логарифмическим масштабом графика КДУР $da/dN-\Delta K$.

2. Необходимо определить коэффициенты [91]:

$$A = \frac{sy \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sxy \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 y \cdot (sx \cdot sx^3 + (sx^2)^2)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}, \quad (118)$$

$$B = \frac{n \cdot (sxy \cdot sx^4 - sx^2 y \cdot sx^3) - sx \cdot (sy \cdot sx^4 - sx^2 y \cdot sx^2) + sx^2 \cdot (sy \cdot sx^3 - sxy \cdot sx^2)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}, \quad (119)$$

$$C = \frac{n \cdot (sx^2 \cdot sx^2 y - sx^3 \cdot sxy) - sx \cdot (sx \cdot sx^2 y - sx^3 \cdot sy) + sx^2 \cdot (sx \cdot sxy - sx^2 \cdot sy)}{n \cdot (sx^2 \cdot sx^4 - (sx^3)^2) - sx \cdot (sx \cdot sx^4 - sx^2 \cdot sx^3) + sx^2 \cdot (sx \cdot sx^3 - (sx^2)^2)}. \quad (120)$$

3. Искомая целевая функция определяется выражением [91]:

$$\varphi = \min \left(\sum_{j=0}^{n-1} \left(A + B \cdot \lg(\Delta K_{eff})_j + C \cdot \lg(\Delta K_{eff})_j^2 \right) \right)_i. \quad (121)$$

Для определения коэффициентов уравнений КДУР использовались методы перебора и бисекции. Алгоритм выбора параметров на каждой итерации различен для каждого метода. Рассмотрим принцип выбора параметров итерации в методе перебора на примере однопараметрической задачи:

$$\begin{cases} a_i = a_{\min} + \Delta a \cdot i; \\ 0 \leq i \leq \frac{a_{\max}}{\Delta a}; \end{cases} \quad (122)$$

где a_i – значение коэффициента на итерации i ;

a_{\min} – наименьшее возможное значение коэффициента a_i ;

Δa – шаг поиска, определяемый точностью вычислений;

a_{\max} – наибольшее возможное значение коэффициента a_i .

Рассмотрим принцип выбора параметров в методе бисекции в однопараметрической задаче. Метод бисекции опирается на сравнение значений целевых функций пар точек из соседних итераций, причем выбор параметра последующих итераций обусловлен минимизацией целевой функции, а процедура расчета завершается, когда разница между значениями коэффициента соседних

итераций достигает минимума, задаваемой точностью расчета. Формула выбора коэффициента приведена ниже:

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{i,1} \geq \varphi_{i,2} \Rightarrow \begin{cases} a_{i+1,1} = \frac{a_{i,1} + a_{i,2}}{2}; \\ a_{i+1,2} = a_{i,2}; \end{cases} \\ \varphi_{i,1} < \varphi_{i,2} \Rightarrow \begin{cases} a_{i+1,1} = a_{i,1}; \\ a_{i+1,2} = \frac{a_{i,1} + a_{i,2}}{2}; \end{cases} \\ \min(a_{k,1} - a_{k,2}) \geq \Delta a; \end{array} \right. \quad (123)$$

где $\varphi_{i,1}$ и $\varphi_{i,2}$ – целевые функции соседних итераций;

$a_{i,1}$ и $a_{i,2}$ – значения коэффициента соседних итераций;

i и k – номер итерации;

Δa – минимальная разница между коэффициентами соседних итераций.

Принцип выбора коэффициентов в обоих методах продемонстрирован на рис. 81 на однопараметрической задаче. Числа в кружках означают возможные коэффициенты итераций a_i , числа со стрелками – итерации методов. Т.к. при подборе коэффициентов уравнений КДУР задачи многопараметрические, то алгоритмы их решения многоступенчатые, например, при нахождении коэффициентов Пэриса цикл процедуры по определению коэффициента m , вложен в цикл определения коэффициента C . На рис. 77 и рис. 78 - рис. 80 представлены блок-схемы алгоритмов прямого метода и метода бисекции для определения коэффициентов Пэриса. На рис. 78 - рис. 80 обозначения А, В, С, Д являются ссылками для связи фрагментов блок-схемы. На рис. 82 представлена подчиненность вложенных циклов в алгоритмах определения коэффициентов. Очевидно, что алгоритмы можно использовать и для расчета K_c и ΔK_{th} , однако, т. к. они имеют и физический смысл, то рассматривать их только как математические коэффициенты недопустимо.

Прямой метод для расчета коэффициентов Пэриса

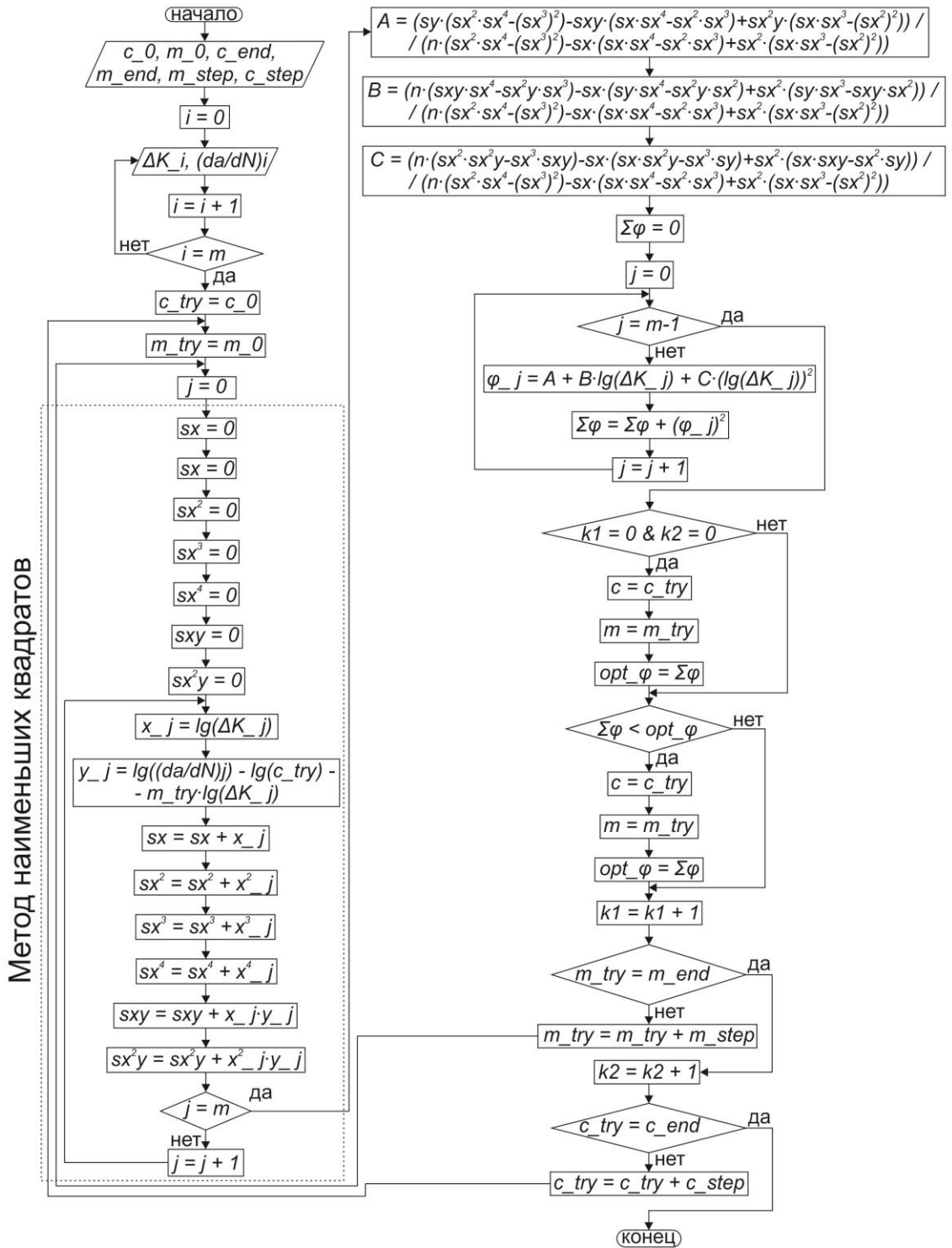


Рис. 77 – Блок-схема алгоритма прямого метода для определения коэффициентов Пэриса

Метод бисекции для расчета коэффициентов Пэриса

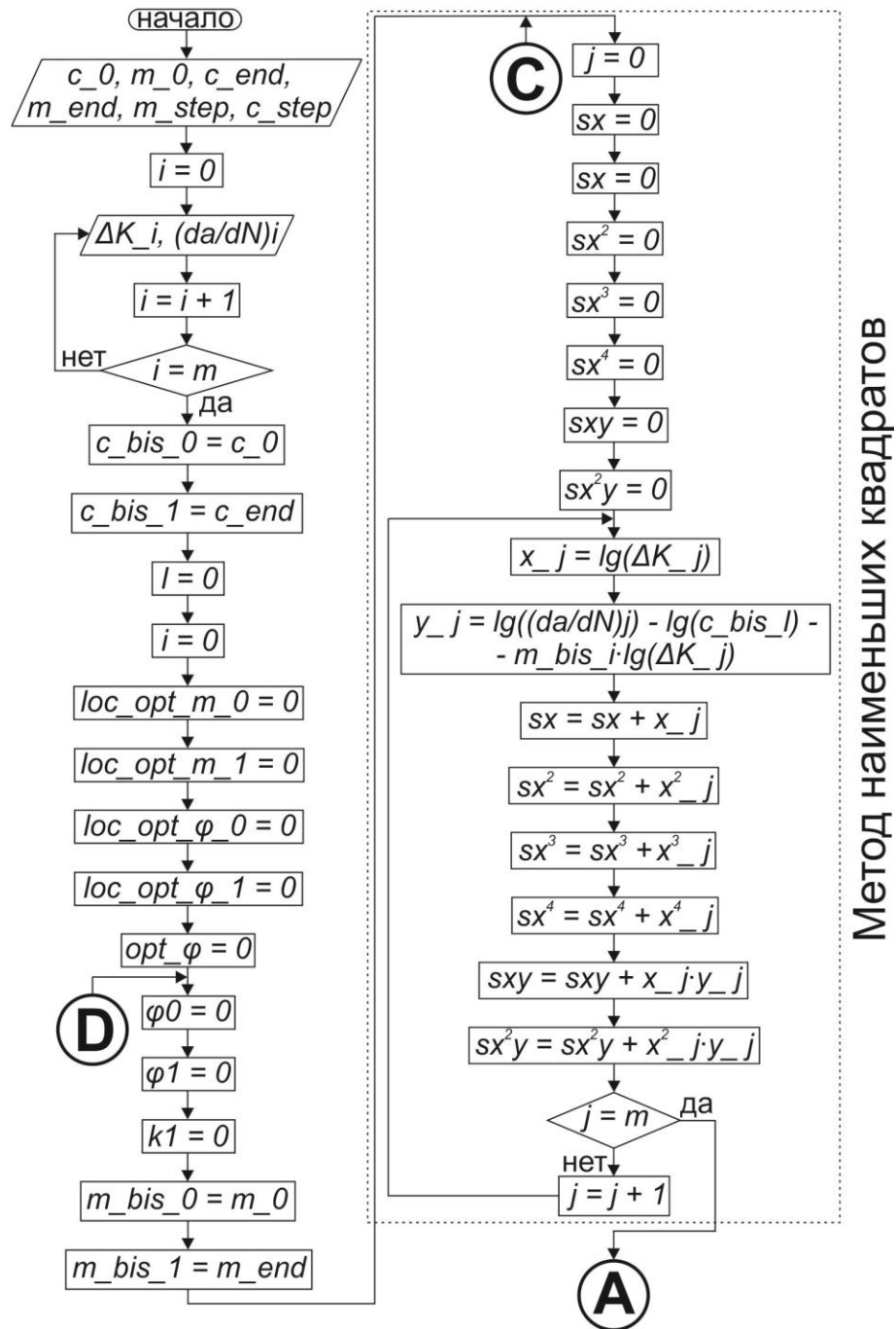


Рис. 78 – Блок-схема алгоритма метода бисекции для определения коэффициентов Пэриса (начало)

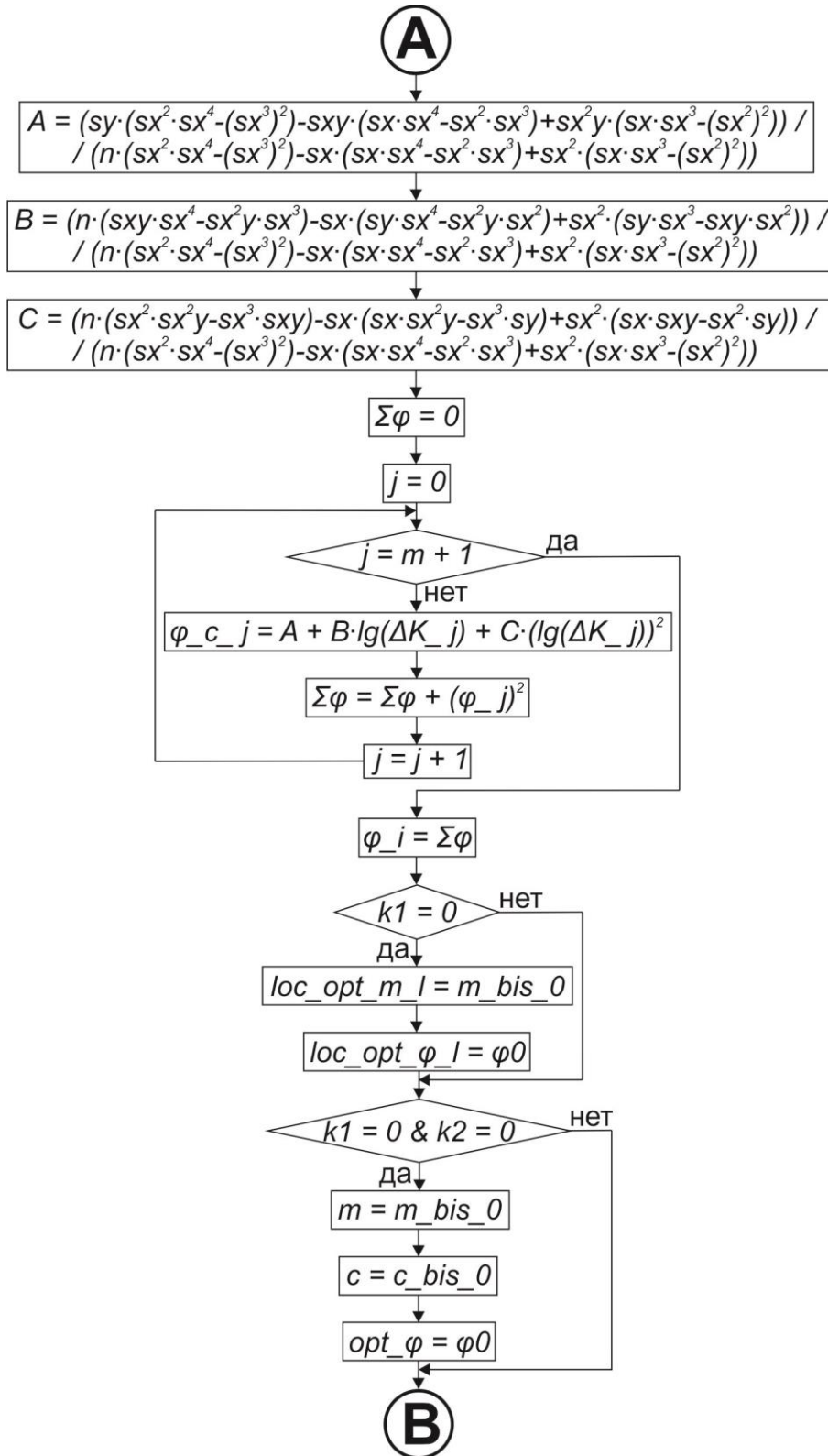


Рис. 79 - Блок-схема алгоритма метода бисекции для определения коэффициентов Пэриса (продолжение)

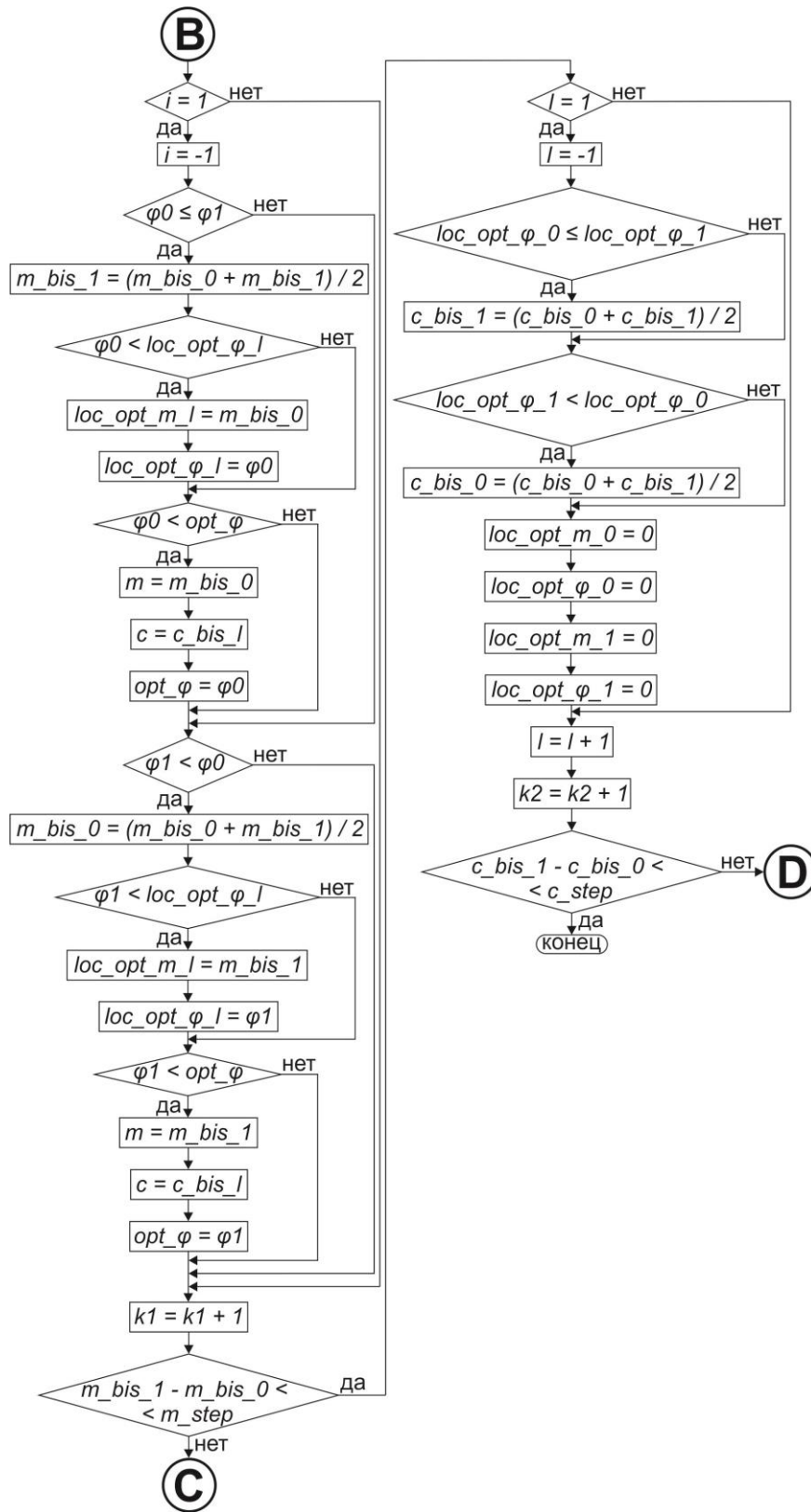


Рис. 80 - Блок-схема алгоритма метода бисекции для определения коэффициентов Пэрса (окончание)

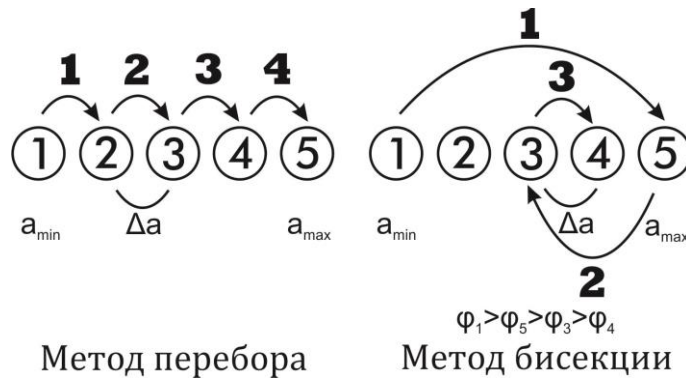


Рис. 81 - Различие в принципе выбора коэффициентов в методах перебора и бисекции на примере однопараметрической задачи

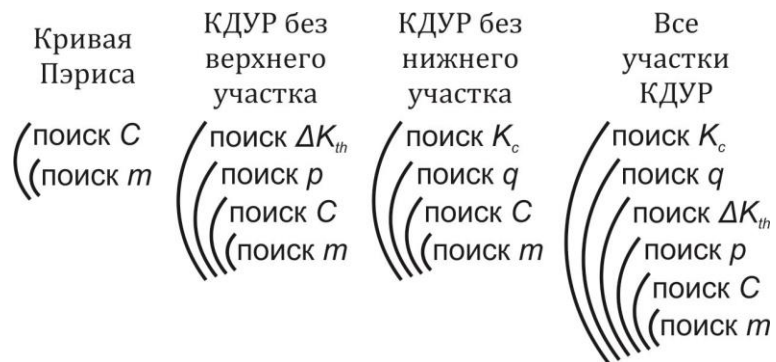


Рис. 82 - Подчиненность вложенных циклов в алгоритмах определения коэффициентов различных участков КДУР

Приложение 5. Метод сегментации для расчета местной циклической реакции материала

Настоящий метод включает в себя метод расчета местных напряжений и деформаций на основе подхода сегментации кривой циклических напряжения-деформации. Этот частично заимствован из статьи [104], его применение для указанной выше цели при различных типах нагружения широко распространено, однако все же было подготовлено программное обеспечение авторской разработки [120]. Этот метод лег в основу метода расчета порогового размаха КИН ΔK_{th} на удалении от вершины трещины, который является оригинальным, и был реализован в другой программе авторской разработки [124].

Суть процедуры сегментации сводится к разбиению имеющейся кривой напряжения-деформации (рис. 83а), которая может быть получена с помощью закона Рэмберга-Осгуда [110], на последовательность сегментов, каждый из которых имеет собственный наклон $T=\sigma/\varepsilon$. На рис. 83б приведено разбиение по признаку равенства изменения напряжения $\Delta\sigma$ на каждом сегменте кривой.

Рассмотрим определение местного поведения материала с графической точки зрения (рис. 84). Вначале имеем нулевые значения местных напряжения $\sigma(A_0)=0$ и деформации $\varepsilon(A_0)=0$ в точке A_0 . Пусть внешняя растягивающая нагрузка вызвала напряжение $\sigma(B_0)$ и деформацию $\varepsilon(B_0)$, которые соответствуют точке B_0 . Изменение местного поведения материала по кривой A_0B_0 происходит по сегментам: сегмент A_0A_1 пройден полностью; сегмент A_1A_2 пройден полностью; а сегмент пройден A_2A_3 частично, на одну треть, т. е. $\Delta\sigma(A_2B_0)=\Delta\sigma(A_2A_3)/3$. Теперь пусть сжимающая нагрузка вызвала напряжение $\sigma(B_5)$ и деформацию $\varepsilon(B_5)$, которые соответствуют точке B_5 . Изменение местного поведения материала по кривой B_0B_5 происходит по сегментам: сегмент B_0B_1 пройден полностью, причем его наклон соответствует наклону сегмента $T(B_0B_1)=T(A_0A_1)$, но длина вдвое больше $\Delta\sigma(B_0B_1)=2\cdot\Delta\sigma(A_0A_1)$ в силу цикличности, обратной направленности нагружения, т. е. в силу эффекта

Баушингера; сегмент B_1B_2 пройден полностью, причем $T(B_1B_2)=T(A_1A_2)$ и $\Delta\sigma(B_1B_2)=2\cdot\Delta\sigma(A_1A_2)$; сегмент B_2B_3 пройден полностью, причем $T(B_2B_3)=T(A_2A_3)$ и $\Delta\sigma(B_2B_3)=4\cdot\Delta\sigma(A_2A_3)/3$, что вызвано частичным (на одну треть) прохождением сегмента A_2A_3 в предыдущем полупериоде нагружения; сегмент B_3B_4 пройден полностью, но его продолжительность обычная, а не удвоенная, т. е. $\Delta\sigma(B_3B_4)=\Delta\sigma(A_0A_1)$; сегмент B_4B_5 приводит нагружение к конечной точке B_5 . При последующей растягивающей нагрузке сегменты A_0A_1 , A_1A_2 , A_2A_3 , B_0B_1 , B_1B_2 , ... B_4B_5 , полностью или частично пройденные, рассматриваются как вовлеченные в обратное нагружение, а сегменты сходного с ними наклона имеют увеличенную длительность.

Блок-схема алгоритма приведена на рис. 85 и рис. 86.

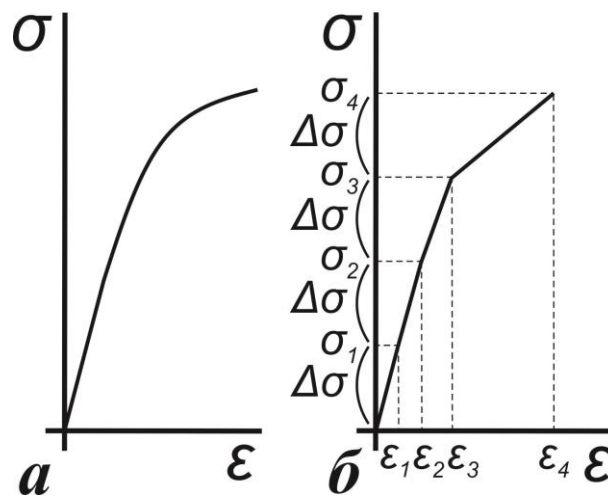


Рис. 83 - Исходная (а) и сегментированная кривые напряжения-деформации (б) [104]

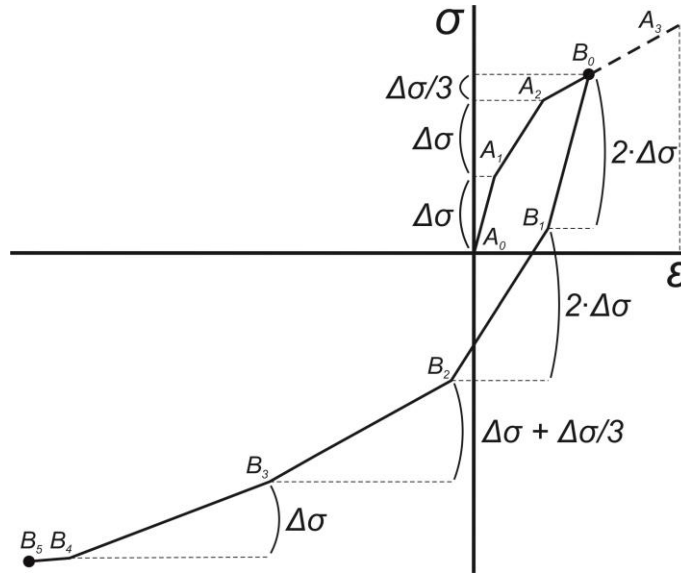


Рис. 84 - Использование результата процедуры сегментации для расчета местного поведения материала

Метод сегментации для расчета местного поведения материала

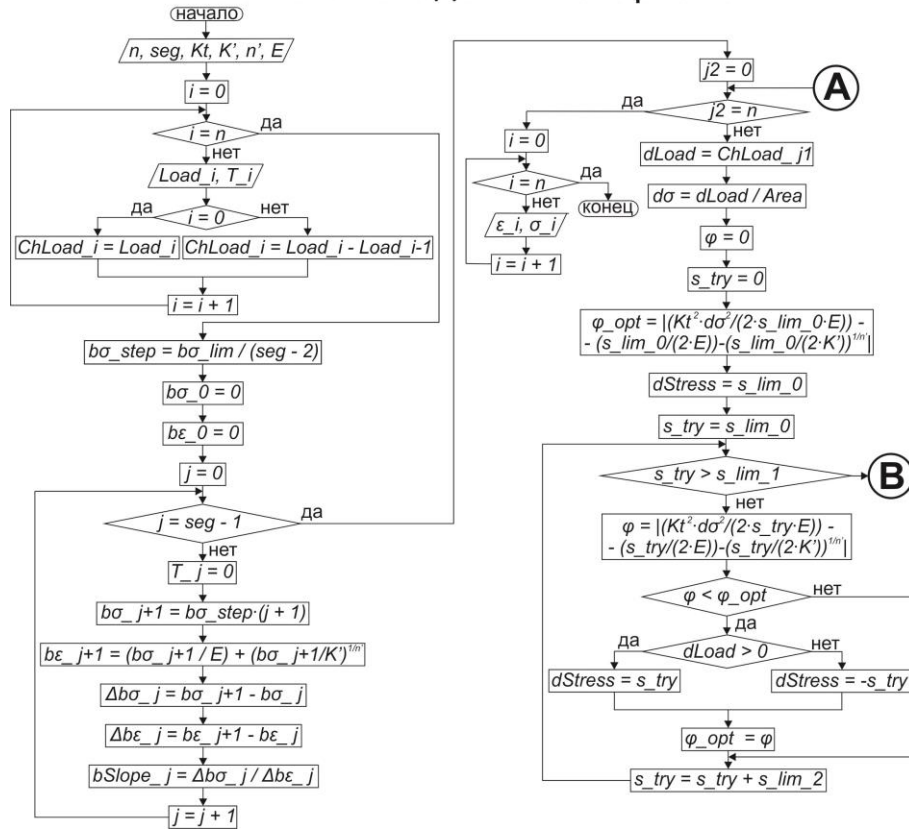


Рис. 85 - Блок-схема алгоритма сегментации для определения местного поведения материала при приложении нагружения переменной амплитуды

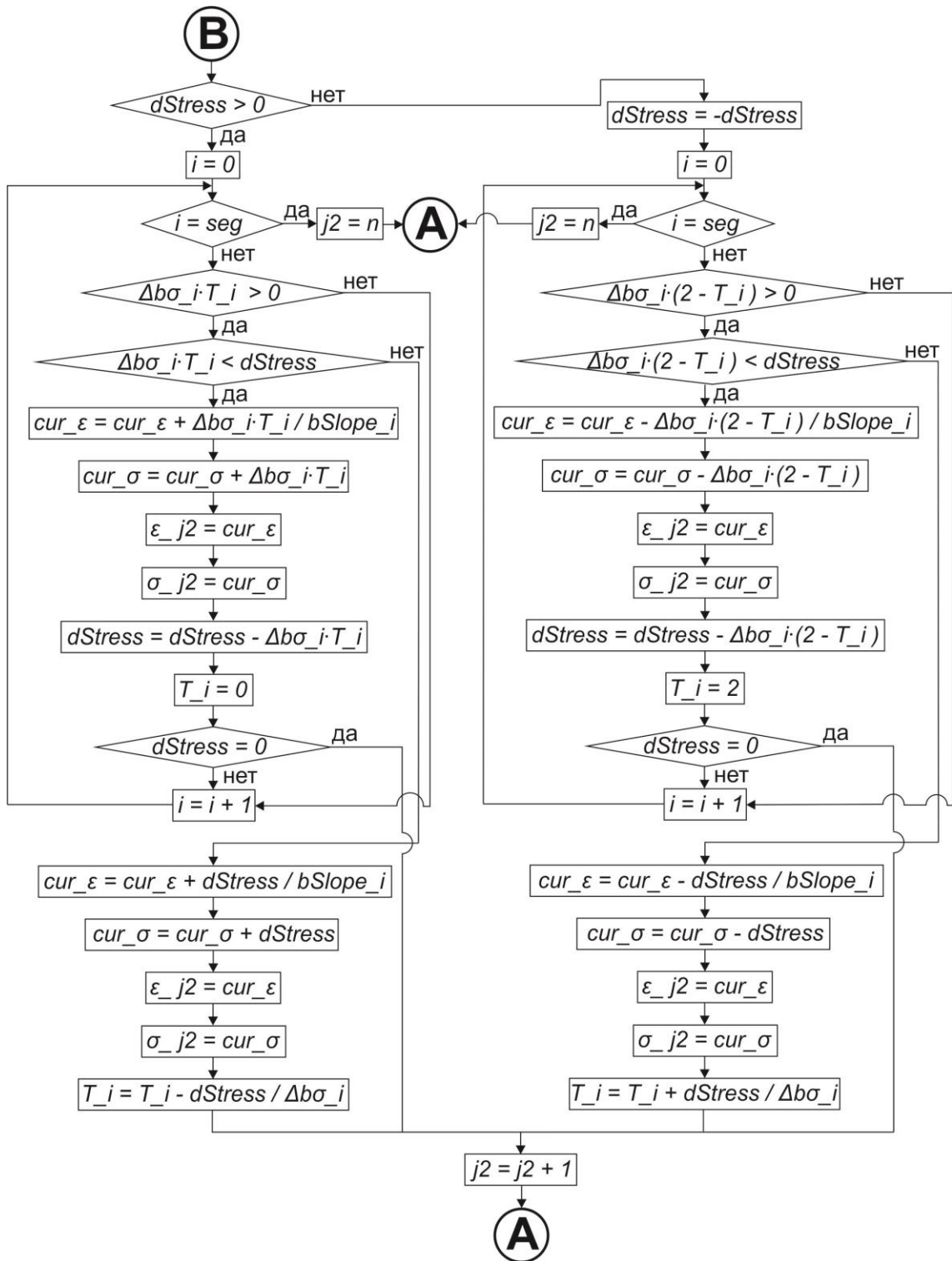


Рис. 86 - Блок-схема алгоритма сегментации для определения местного поведения материала при приложении нагружения переменной амплитуды (окончание)

Список литературы

1. Панасюк, В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов / В. В. Панасюк. – Киев: Наукова думка, 1991. – 416 с.
2. Махутов, Н. А. Сопротивление материалов конструкций хрупкому разрушению / Н. А. Махутов. – М.: Машиностроение, 1983. – 245 с.
3. Niu, M. C. Airframe structural design / M. C. Niu. Hong Kong: Conmilit Press, 1988. – 612 p.
4. Колпаков, С. К. Сценарные оценки загрузки отечественной авиационной промышленности заказами на магистральные пассажирские самолеты со стороны гражданской авиации России / С. К. Колпаков, Н. А. Селиванова // Экономический журнал ВШЭ. – 2001. - № 2. – С. 221-237.
5. Alten, F. G. Fundamentals of structural integrity / F. G. Alten. New Jersey: John Wiley and Sons, Inc. – 2004. – 534 p.
6. Кузьмин, Н. А. Техническая эксплуатация автомобилей. Закономерности изменения работоспособности / Н. А. Кузьмин. – М.: Форум, 2011. – 224 с.
7. Schütz, W. Fatigue Life Prediction of Aircraft Structures-past, present and Future / W. Schütz // Engineering Fracture Mechanics. – 1974. – № 6. – P. 745–773.
8. Kocanda, D. Variable amplitude load interaction in fatigue crack growth for 2024-N3 aluminum alloy / D. Kocanda, S. Kocanda, J. Torzewski // Proceedings of the 16th European Conference of Fracture, Greece, 2006. – P. 177-178.
9. Lundström, E. Modelling of fatigue crack propagation in Inconel 718 hold time conditions / E. Lundström. Linköping: LiU-TRYck, 2014. - 61 p.
10. Singh, K. D. A short summary on finite element element modelling of fatigue crack closure / K. D. Singh, M. T. Parry, I. Sinclair // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2011. – Vol. 25, Issue 12. – P. 3015-3024.

11. Коротких, Ю. Г. Математическое моделирование процессов деформирования и разрушения конструкционных материалов / Ю. Г. Коротких, И. А. Волков, Г. А. Маковкин. - Н. Новгород: Изд-во ВГАВТ, 1997. - Ч.2. – 227 с.
12. Wang, Q. Fatigue life prediction based on crack closure and equivalent initial flaw size / Q. Wang, W. Zhang, S. Jiang // *Materials*. – 2015. – Vol. 8(10). – P. 7145-7160.
13. Савкин, А. Н. Компьютерное моделирование и расчёт транспортных конструкций в различных программных комплексах / А. Н. Савкин, А. В. Андроник, А. А. Седов // *Справочник. Инженерный журнал*. - 2013. - № 2. - С. 32-36.
14. Савкин, А. Н. Компьютерное моделирование усталостного разрушения верхнего рычага подвески автомобиля-внедорожника / А. Н. Савкин, А.С. Горобцов, А. В. Андроник, А. А. Седов // *Автомобильная промышленность*. - 2013. - № 2. - С. 12-14.
15. Kazymyrovych, V. Very high cycle fatigue of engineering materials / V. Kazymyrovych // *Research report*. Karlstad: Universitetstryckeriet, 2009. – 37 p.
16. Партон, В. З. Динамика хрупкого разрушения / В. З. Партон, В. Г. Борисковский. – М.: Машиностроение, 1988. – 240 с.
17. Кузнецов, С. А. Экспериментальные характеристики трещиностойкости и акустическая эмиссия при различных видах двухосного многоциклового нагружения для сплавов Д16 и СТ3 / С. А. Кузнецов, А. П. Захаров. – *Современная наука: актуальные проблемы и пути их решения*. – 2013. - № 4. – С. 23-38.
18. Ножницкий, Ю. А. Фрактографические методы определения остаточного ресурса дисков авиационных газотурбинных двигателей / Ю. А. Ножницкий, Н. В. Туманов, С. А. Черкасова, М. А. Лаврентьева // *Вестник УГАТУ*. – 2011. – Т.15, № 4(44). – С. 39-45.
19. Sunder, R. The role of air in fatigue load interaction / R. Sunder, W. J. Porter, N. E. Ashbaugh // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2003. – Vol. 26, Issue 1. – P. 1-16.

20. Gach, E. Cyclic crack tip deformation – the Influence of Environment / E. Gach // Proceedings of the 10th International Conference on Fracture, Hawaii, 2001. – P. 235-240.
21. Bowles, C. Q. The role of environment, frequency and wave shape during fatigue crack growth in aluminum alloys: PhD thesis / Delft: Delft University of Technology, Netherlands, 1978. – 168 p.
22. Itoga, H. Fatigue crack growth of aluminum alloy A6061-T6 in high pressure hydrogen gas and failure analysis on 35 MPa compressed hydrogen tanks VH3 for fuel cell vehicles / H. Itoga, S. Watanabe, Y. Fukushima, S. Matsuoka, Y. Murakami // Transactions of the Japan society of mechanical engineers. Series A. – 2012. - Vol. 78, №788. – P. 442-457.
23. Шашкова, Л. В. Исследование микромеханизмов разрушения на трех стадиях развития водородного охрупчивания / Л. В. Шашкова. – Тамбов: Вестник Тамбовского университета. Серия: естественные и технические науки. – 2013. - №4, Т. 18. – С. 1562-1563.
24. Sunder, R. Fractographic reassessment of the significance of fatigue crack closure / R. Sunder // Journal of ASTM International. – 2005. – Vol. 2, Issue 6. – P. 17-34.
25. Solanki, K. N. Finite element modelling of plasticity-induced crack closure with emphasis on geometry and mesh refinement effects / K. N. Solanki, S. R. Daniewicz, J. C. Newman // Engineering Fracture Mechanics. – 2003. – Vol. 70(12). – P. 1475-1489.
26. Бойцов, Г. В. О взаимосвязи стадии зарождения и кинетики развития усталостного разрушения / Г. В. Бойцов // Механика разрушения, надежность и техническая диагностика тонкостенных конструкций : межвуз. сб. - Н. Новгород : Изд-во НГТУ. - 1996. – С. 9–16.
27. Sunder, R. A unified model of fatigue kinetics based on crack driving force and material resistance / R. Sunder // International journal of fatigue. - 2007. - №29. – P. 1681-1696.

28. Bannantine, J. A. Fundamentals of metal fatigue analysis / J. A. Bannantine, J. J. Comer, J. L. Handrock. – New Jersey: Prentice Hall, 1990. – 271 p.
29. Schijve, J. Fatigue of Structures and Materials / J. Schijve // Delft: Springer, 2009. - 623 p.
30. Sunder, R. Engineering Application of Threshold Stress Intensity / R. Sunder // ASTM-ESIS Annual Symposium on Fracture Mechanics, USA, FL, 2013. – P. 24-48.
31. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / В. Т. Трощенко [и др.]. - Киев: Логос, 2000. – 571 с.
32. Коллинз, Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение / Пер. с англ. / Дж. Коллинз. — М.: Мир, 1984. — 624 с.
33. Работнов, Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела / Ю. Н. Работнов // М.: Наука, 1988. – 712 с.
34. Иванова, В. С. Природа усталости металлов / В. С. Иванова, В. Ф. Терентьев / Москва: Металлургия, 1975. – 456 с.
35. Zhou, W. Scanning Microscopy for Nanotechnology / W. Zhou, Z. L. Wang. Springer, 2006. – 534 p.
36. Patankar, R. Validation of state-space model of fatigue crack growth in ductile alloys under variable-amplitude load via comparison of the crack-opening stress data / R. Patankar, R. Qu // International journal of fatigue. – 2005. - Vol. 131, Issue 4. - P. 337–349.
37. Pugno, N. A generalized Paris' law for fatigue crack growth / N. Pugno, M. Ciavarella, P. Cornetti, A. Carpinteri // Journal of the mechanics and physics of solids. – 2006. – Vol. 54. – P. 1333-1349.
38. Wanhill, R. J. H., Durability analysis using short and long fatigue crack growth data. Aircraft Damage Assessment and Repair / R. J. H. Wanhill // Australia: The Institution of Engineering, 1991.

39. Миллер, К. Ползучесть и разрушение / К. Миллер. – М.: Металлургия, 1986. – 119 с.
40. Кудрявцев, П. И. Нераспространяющиеся усталостные трещины / П. И. Кудрявцев. – М.: Машиностроение, 1982. – 174 с.
41. Трощенко, В. Т. Сопротивление усталости металлов и сплавов / В. Т. Трощенко, Л. А. Сосновский. - Киев: Наукова думка, 1987. – 175 с.
42. Miller, K. Designing to avoid fatigue failure / K. Miller // Proceedings of the 4th Cairo University MDP Conference, Cairo. - 1988. – P. 105-115.
43. Партон, В. З. Механика разрушения / В. З. Партон. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1990. – 240 с.
44. Kamoutsi, H. Corrosion-induced hydrogen embrittlement in aluminum alloy 2024 / H. Kamoutsi, G. N. Haidemenopoulos, V. Bontozoglou, S. Pantelakis // Corrosion Science. – 2006. – Vol. 48. – P. 1209-1224.
45. Song, J. Atomic mechanism and prediction of hydrogen embrittlement in iron / J. Song, W. A. Curtin // Nature Materials. – 2013. – Vol. 12. – P. 145-151.
46. Писаренко, Г. С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии / Г. С. Писаренко, А. А. Лебедев. – Киев : Наукова думка, 1986. - 424 с.
47. Трощенко, В. Т. Прочность металлов при переменных нагрузках / В. Т. Трощенко. - Киев: Наукова думка, 1978. – 176 с.
48. Sunder, R. Unraveling the Science of Variable Amplitude Fatigue / R. Sunder // Journal of ASTM International. - 2012. - Vol. 9, №1, – 32 p.
49. Овчинников, И. И. Влияние водородсодержащей среды при высоких температурах и давлениях на поведение металлов и конструкций из них / И. И. Овчинников, И. Г. Овчинников // Науковедение. – 2012. - № 4. – С. 3-31.
50. Ли, Ю. В. Водородное охрупчивание алюминиевых сплавов / Ю. В. Ли, А. В. Бочкарева, С. А. Баранникова. Материалы международной научной

конференции “Актуальные проблемы современной механики сплошных сред и небесной механики”, 17–19 ноября 2014 г. Томск, 2014. - С. 95-97.

51. Sun, C. T. Fracture mechanics / C. T. Sun, Z. H. Jin. – New Delhi: Academic Press, 2012. – 311 p.

52. Айткулов, Р. Р.. Кинетика водородного охрупчивания и эффективность субструктурного взрывного упрочнения стали: дисс. к.т.н. / Оренбург: ОГУ, 2010. - 113 с.

53. Dieter, G. E. Mechanical metallurgy / G. E. Dieter. – New Delhi: McGraw Hill, 2013. – 751 p.

54. Hertzberg, R. W. Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials / R. W. Hertzberg. – New Delhi: Wiley-India, 2011. – 786 p.

55. Баранов, М. А. Атомные механизмы развития микротрещины в чистых ГЦК и ОЦК металлах и с примесью водорода / М. А. Баранов, А. Ю. Дроздов, В. Г. Чудинов, В. Я. Баянкин // Журнал технической физики, 2000. – Т. 70, № 4. – С. 46-51.

56. Sander, M. Fatigue crack growth under variable amplitude loading. Part I: experimental investigations / M. Sander, H. A. Richard // Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. – 2006. - № 29. - P. 291-301.

57. Elber, W. The significance of fatigue crack closure. Damage tolerance in aircraft structures / W. Elber // ASTM STP 486 / Ed. C. W. Smith. – 1971. – P. 230-242.

58. Shijve, J. Fatigue crack closure: Observations and technical significance / Ed. J. C. Newman, W. Elber // ASTM STP 982. – 1988. – P. 5-35.

59. Онищенко, Д. А. Вероятностное моделирование многомасштабного разрушения / Д. А. Онищенко // Изв. РАН. Мех. тв. тела. - 1999. - № 5. - С. 27-48.

60. Savkin, A.N. Approximation algorithms of crack growth rate curve based on crack size variations / Savkin A.N., Andronik A.V., Koraddi R. // Journal of Testing and Evaluation, Vol. 44, No. 1, 2016, pp. 1-10.

61. Wheeler, O. E., Spectrum loading and crack growth / O. E. Wheeler // Journal of Basic Engineering. – 1972. - Vol. 94. - P. 181–186.
62. Дифференциальное исчисление функций одного переменного / ред. Е. Е. Ивановой. – М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998. – 408 с.
63. Willenborg, J., Engle, R. H., and Wood, H. A., A Crack Growth Retardation Model Based on Effective Stress Concepts / Report №AFFDL-TM-71-1 FBR. WPAFB, OH, 1971. - 22 p.
64. Klysz, S. Fatigue crack growth peculiarities and modifications of the Wheeler retardation model (part 2) / S. Klysz // Journal of theoretical and applied mechanics. – 2001. – Vol. 4, Issue 39. – 2001. – P. 843-859.
65. Maierhofer, J. Modified NASGRO equation for physically short cracks / J. Maierhofer, R. Pippan, H.-P. Gänser // International Journal of Fatigue. - Vol. 59. – 2014. - P. 200-207.
66. Пестриков, В. М. Механика разрушения / В. М. Пестриков, Е. М. Морозов. – СПб.: ЦОП “Профессия”, 2012. – 552 с.
67. Advanced materials of automobile bodies in volume production / A.N. Savkin, A.V. Andronik, A.I. Gorunov, A.A. Sedov, M.A. Sukhanov // European Transport – Trasporti Europei (Италия). - 2014. - Iss. 56, No. 10. - С. 1-27.
68. Луц, А. Р. Алюминий и его сплавы / А Р. Луц, А. А. Суслина. – Самара: Самарский государственный технический университет, 2013. – 81 с.
69. Савкин, А. Н. Анализ перспективных материалов в конструкциях легковых автомобилей / А.Н. Савкин, А.В. Андроник, А.И. Горунов, А.А. Седов // Автомобильная промышленность. - 2015. - № 3. - С. 31-36.
70. Structural Alloys Handbook / John M. Holt, C. Y. Ho (Eds.). CINDAS/Purdue University, West Lafayette, 1996. – 313 p.
71. Сорокин, В. Г. Стали и сплавы / В. Г. Сорокина, М. А. Гервасьева. Москва: Интермет Инжиниринг, 2001. – 608 с.

72. ASTM E647-13ae1, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates / ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
73. Bekal, S. Calculation growth on variable amplitude loading: Master thesis / S. Bekal. Manipal Institute of Technology. India, 2013. – 112 p.
74. BiSS. Makron Servohydraulic testing machine [Электронный ресурс]. – 2015. – Режим доступа: http://biss.in/cms/v2/index.php?option=com_content&view=article&id=70:makron&catid=99&Itemid=241.
75. Schütz, W. Zur Geschichte der Schwingfestigkeit / W. Shütz // Materialwissenschaft und Werkstofftechnik. - Vol. 24, Issue 6. – 1993. - P. 203-232.
76. Yang, B. Elber-type-equation-based probabilistic model for random fatigue long crack propagation / B. Yang, Y. Zhao, H. Liang, P. Wu, J. Zeng // Engineering Mechanics. - Vol. 22, Issue 5. – 2005. - P. 99-104.
77. Ritchie, R. O. Mechanisms of fatigue-crack propagation in ductile and brittle solids / R. O. Ritchie // International Journal of Fracture. - Vol. 100. – 1999. - P. 55-83.
78. Ромвари, П. Анализ закономерностей распространения усталостных трещин в металлах / П. Ромвари, Л. Тот, Д. Надь // Проблемы прочности. - 1980. - № 12. - С. 184-188.
79. Klesnil, M. Fatigue of metallic materials / M. Klesnil, P. Lukas. Amsterdam: Elsevier, 1992. - 270 p.
80. Sadananda, K. Analysis of overload effects and related phenomena / K. Sadananda, A. K. Vasudevan, R. L. Holtz, E. U. Lee // International Journal of Fatigue. - Vol. 21. - 1999. - P. S233-S246.
81. Schijve, J. Fatigue crack growth in the aluminum alloy D16 under constant and variable amplitude loading / J. Shijve, M. Scorupa, A. Scorupa, T. Machniewicz, P. Gruszczynski // International Journal of Fatigue. - Vol. 26, Issue 1. – 2004. – P. 1-15.
82. Kermandis, A. T. Fatigue and damage tolerance behaviour of corroded 2024 T351 aircraft / A. T. Kermandis, P. V. Petroyiannis, S. G. Pantelakis // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. - Vol. 43, Issue 1. – 2005. - P. 121-132.

83. Берендеев, Н. Н. Методы решения задач усталости в пакете Ansys Workbench: Учебно-методическое пособие / Н. Н. Берендеев. – Н. Новгород: Нижегородский госуниверситет, 2012. – 64 с.

84. Савкин, А.Н. Анализ прочностных пакетов программ для инженерного расчета конструкций / А.Н. Савкин, А.В. Андроник // Инновационные технологии в обучении и производстве : матер. VII всерос. науч.-практ. конф. (г. Камышин, 22–23 дек. 2010 г.). В 5 т. Т. 5 / ВолгГТУ, КТИ (филиал) ВолгГТУ. - Волгоград, 2011. - С. 13-16.

85. Морозов, Е. М. ANSYS в руках инженера: Механика разрушения / Е. М. Морозов, А. Ю. Муйземнек, А. С. Шадский. М.: ЛЕНАНД, 2010. – 456 с.

86. Jones, R. From NASGRO to fractals: Representing crack growth in metals / R. Jones, F. Chen, S. Pitt, M. Paggi, A. Carpinteri // International journal of fatigue. – 2015. – Vol. 82. – P. 540-549.

87. Vormwald, M. Classification of load sequence effects in metallic structures / M. Vormwald // Procedia Engineering. – 2015. – Vol. 101. – P. 534-542.

88. Fleck, N. A. Crack closure – is it just a surface phenomenon? / N. A. Fleck, R. A. Smith // International journal of fatigue. – 1982. – Vol. 7. – P. 157-160.

89. James, M. N. Some unresolved issues with fatigue crack closure – measurement, mechanism and interpretation problems / M. N. James // Proceedings of the 9th International Conference on Fracture, Sydney, Australia. 1997. - P. 2403-2414.

90. Topper, T. The effects of overloads in service load histories on crack closure and fatigue damage / T. Topper, D. DuQuesnay // SAE Technical Paper 2001-01-4079. – 2001. – P. 14-28.

91. Мудров, А. Е. Численные методы для ПЭВМ на языках Бейсик, Фортран и Паскаль. – Томск: МП “РАСКО”, 1991. – 272 с.

92. Savkin, A. N. Crack closure detection using photometrical analysis / A. N. Savkin, A. V. Andronik, R. Abhilash // Periodica Polytechnica. Mechanical Engineering, Vol. 59, № 3. – 2015. – P. 114-119.

93. Sunder, R. Fatigue as a process of brittle micro-fracture / R. Sunder // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2005. - Vol. 28, № 3. - P. 289-300.
94. Sweitzer, K. A. Mean Stress Effects on Random Fatigue of Nonlinear Structures / K. A. Sweitzer, N. S. Ferguson. // *12-th International Congress on Sound and Vibration.*, Lisbon, 11-14 July 2005 г. – P. 91-98.
95. Savkin, A.N. Test procedure to determine the Paris equation coefficients for crack growth rates exemplified by aluminum alloy 2024-T3 / Savkin A.N., Andronik A.V., Koraddi R. // *Materials Testing / Materialprüfung*: Vol. 57, No. 10, 2015, pp. 912-919.
96. Савкин, А.Н. Методика определения коэффициентов уравнения скорости роста трещин Пэриса на примере алюминиевого сплава 2024-T4 / Савкин А.Н, Андроник А.В., Корадди Р. // *Заводская лаборатория: 2015 //ОЖИДАЕМ ВЫХОДА//*
97. FEI High-performance microscopy workflow solutions. Versa 3D DualBeam [Электронный ресурс]. – 2015. – Режим доступа: <http://www.fei.com/products/dualbeam/versa-3d/>
98. Пирогов, А. В. Энергодисперсионная рентгеновская спектроскопия / А. В. Пирогов, Н. В. Малехонова, А. И. Бобров, Н. О. Кривулин, Д. А. Павлов. Нижний Новгород: Нижегородский госуниверситет, 2014. – 73 с.
99. Kiciak, A. Calculation of stress intensity factors and crack opening displacements for cracks subjected to complex stress fields / A. Kiciak, G. Glinka, D. J. Burns // *Journal of Pressure Vessel Technology*. – Vol. 125. – 2003. – P. 260-266.
100. Савкин, А.Н. О применении подходов непрерывной повреждаемости и распространения трещины в оценке усталостной долговечности конструктивных элементов транспортных средств / А.Н. Савкин, А.В. Андроник, М.А. Суханов // *Наука и техника транспорта*. - 2015. - № 1. - С. 86-94.

101. Dahl, W. On the influence of overloads on fatigue crack propagation in structural steels / W. Dahl, G. Roth // Proceedings of the 8th International Conference, Aachen. - Aachen Technical University. – Vol. 2. - 1979. – P. 1249-1254.

102. Sunder, R. Combined action of crack closure and residual stress under periodic overloads: A fractographic analysis / R. Sunder, A. Andronik, A. Biakov, A. Eremin, S. Panin, A. Savkin // International journal of fatigue. – 2016. – Vol. 82, Part 3. – P. 667-675.

103. Добровольский, В. И. Определение параметров механики разрушения материала при длительном нагружении / В. И. Добровольский, С. В. Добровольский // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2006. - № 6(72). – С. 47-55.

104. Johnson, T. M. Fatigue life prediction of automotive-type load histories / T. M. Johnson // In: Fatigue under complex loading: analysis and experiments. – 1977. – Vol. 6. – P. 85-93.

105. Брок, Д. Основы механики разрушения / Д. Брок. М.: Высшая школа, 1980. – 368 с.

106. Zhuang, J. Generalized Irwin plastic zone correction of a sub-interface Zener-Stroh crack in a coating-substrate system / J. Zhuang, Z. Xiao / International Journal of Mechanical Sciences. – 2015. - № 2. – P. 123-130.

107. Hales, R. A code of practice for the determination of cyclic stress-strain data / R. Hales, S. R. Holdsworth, M. P. O'Donnell, I. J. Perrin, R. P. Skelton / Materials at high temperatures. – 2002. - № 19(4). – P. 165-185.

108. Meyendorf, N.G.H. Nondestructive materials characterization: with applications to aerospace materials / N.G.H. Meyendorf, P.B. Nagy, S.I. Rokhlin. Springer, 2013. – 418 p.

109. Sireteanu, T. Analytical method for fitting the Ramberg-Osgood model to given hysteresis loops / T. Sireteanu, A. Mitu, M. Giuclea, O. Solomon, D. Stefanov / Proceeding of the Romanian Academy. Series A. - 2014. – Vol. 15. - № 1. – P. 35-42.

110. Внук, М. П. Модель мезомеханики развития усталостной трещины для прикладных нанотехнологий / М. П. Внук, А. Рузбехани / Физическая мезомеханика. - 2008. - № 3. – Т. 11. – С. 89-102.

111. Zaroog, O. S. Modelling of residual stress relaxation: a review / O. S. Zaroog, A. Ali, B. B. Sahari, R. Zahari // Pertanika journal of science and technology. - 2009. - № 17 (2). – P. 211-218.

112. Tucker, L. The SAE Cumulative fatigue damage test program / L. Tucker, S. Bussa. In: Fatigue under complex loading: analysis and experiments. – 1977. – Vol. 6. – P. 1-53.

113. Bowles, C. Q. The Role of Environment, Frequency and Wave Shape During Fatigue Crack Growth of Aluminum Alloys / C. Q. Bowles // Report № LR-270. - Delft: Delft University of Technology. - 1978.

114. Вейбулл, В. Усталостные испытания и анализ их результатов / В. Вейбулл. - М. : Машиностроение, 1964. - 275 с.

115. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015612096 от 11 февр. 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа поциклового расчёта длины трещины в С(Т) образце методом податливости на основании данных датчика раскрытия трещины из файла Microsoft Excel / Савкин А.Н., Андроник А.В., Бадиков К.А.; ВолгГТУ. - 2015.

116. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015612317 от 17 февр. 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа поциклового расчёта длины трещины в С(Т) образце методом податливости на основании данных датчика раскрытия трещины из файла TestBuilder MSD / Савкин А.Н., Андроник А.В., Бадиков К.А.; ВолгГТУ. - 2015.

117. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015612095 от 11 февр. 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа расчёта размаха коэффициента интенсивности напряжений и скоростей роста трещины в С(Т) образце для случаев стационарного, блочного и приближённых к ним режимов нагружений на основании

эмпирических данных о длинах трещины и кол-ве циклов / Савкин А.Н., Андроник А.В., Бадиков К.А.; ВолгГТУ. - 2015.

118. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015614686 от 23 апреля 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа расчёта размаха коэффициента интенсивности напряжений и скоростей роста трещины в С(Т) образце для спектральных нагружений на основании эмпирических данных о длинах трещины и количестве циклов / Савкин А.Н., Андроник А.В.; ВолгГТУ. - 2015.

119. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015618880 от 19 авг. 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа подбора коэффициентов для уравнений кривой усталостного роста трещины на основании экспериментальных данных о скорости роста трещины и размахе коэффициента интенсивности напряжений / А.Н. Савкин, А.В. Андроник, К.А. Бадиков; ВолгГТУ. - 2015.

120. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015612094 от 11 февр. 2015 г. РФ, МПК (нет). Программа расчёта и визуализации местной циклической реакции однородного материала в условиях концентрации напряжений и при различных режимах нагружения / А.Н. Савкин, А.В. Андроник, А.А. Седов; ВолгГТУ. - 2015.

121. Седов, А. А. Прогнозирование долговечности конструкционных материалов и технических объектов при регулярном и нерегулярном циклическом нагружении: дисс. к.т.н. / Волгоград: ВолгГТУ, 2015. - 158 с.

122. Савкин, А. Н. Оценка усталости в локальных областях металла с учетом развития неупругих явлений / А.Н. Савкин, А.А. Седов, П.В. Федченков // Известия ВолгГТУ: Машиностроение. - № 6, Т.9. – 2012. - С. 125-130.

123. Горяинов, В. Б. Математическая статистика / В. Б. Горяинов, И. В. Павлов, Г. М. Цветкова [и др.]. М.: Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. – 424 с.

124. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2015661150 от 27 авг. 2015 г., МПК (нет). Программа расчета порогового размаха коэффициента

интенсивности напряжений на основании экспериментальных данных о росте размаха коэффициента интенсивности напряжений в циклах постоянной амплитуды при нагружении с редкими малыми перегрузками / А.Н. Савкин, А.В. Андроник; ВолгГТУ. - 2015.

125. Савкин А.Н., Багмутов В.П. Прогнозирование усталостной долговечности высоконагруженных конструкций: монография. ВолгГТУ. - Волгоград, 2013. - 364 с.