

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки «Федеральный  
исследовательский центр «Казанский научный центр Российской академии наук»  
Институт энергетики и перспективных технологий

На правах рукописи



ИШТЫРЯКОВ ИВАН СЕРГЕЕВИЧ

**РАЗВИТИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ ДЕФЕКТОВ В УСЛОВИЯХ СЛОЖНОГО  
НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ОТРИЦАТЕЛЬНОЙ, НОРМАЛЬНОЙ И  
ПОВЫШЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРАХ**

Специальность 1.1.8. – механика деформируемого твердого тела

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени

кандидата физико-математических наук

Научный руководитель:

доктор технических наук, профессор

Шлянников Валерий Николаевич

КАЗАНЬ – 2021

## ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЮ И РАЗРУШЕНИЮ МАТЕРИАЛОВ И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ.....	12
1.1. Определяющие факторы расчета остаточного ресурса (двухосность нагружения, смешанные формы разрушения, температура, поверхностные дефекты).....	12
1.2. Экспериментальные методы определения характеристик усталости и разрушения материалов при сложном напряженном состоянии.....	18
1.3. Методы анализа упругого и упруго-пластического состояния поверхностных дефектов.....	24
1.4. Расчеты долговечности методами механики повреждений.....	28
ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ.....	34
ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОЛЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ И КОМПАКТНЫХ ОБРАЗЦОВ В ДИАПАЗОНЕ ОТ ОТРИЦАТЕЛЬНЫХ ДО ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУР ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ.....	36
2.1. Программа экспериментальных исследований на образцах из алюминиевых (Д16ЧАТ, В95АТ1) и титанового (ВТЗ-1) сплавов.....	37
2.2. Обоснование геометрии полых цилиндрических и компактных образцов для экспериментальных исследований.....	39
2.3. Экспериментальное оборудование, оснастка и средства измерения.....	45
2.4. Методика экспериментальных исследований скорости роста трещины в полых цилиндрических образцах при сложном напряженном состоянии в диапазоне температур от -60°С до +250°С.....	51
2.5. Методика определения скорости роста трещины на компактных образцах при внецентренном растяжении в диапазоне от комнатной до повышенных температур.....	55
2.6. Первичные экспериментальные данные развития трещин при циклическом нагружении.....	58
ГЛАВА 3. МЕТОДЫ И ЧИСЛЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРУШЕНИЮ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ.....	63

3.1. Основные механические характеристики прочности и деформирования алюминиевых (Д16ЧАТ, В95АТ1) и титанового (ВТЗ-1) сплавов в диапазоне от отрицательных до повышенных температур.....	63
3.2. Модели и параметры локального упруго-пластического НДС во фронте трещины и зона процесса разрушения.....	66
3.3. Расчетные схемы МКЭ полых цилиндрических образцов с поверхностными дефектами различной ориентации и компактных образцов со сквозными трещинами...	76
3.4. Поля упруго-пластических напряжений во фронте трещины в полых цилиндрическом и компактном образцах при сложном напряженном состоянии.....	82
3.5. Расчет упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений для полых цилиндрических и компактных образцов в диапазоне от отрицательных до повышенных температур.....	91
3.6. Анализ изменения формы и размеров зоны процесса разрушения вдоль фронта трещины при сложном напряженном состоянии.....	97
3.7. Аппроксимация численных результатов для полых цилиндрических и компактных образцов.....	100
<b>ГЛАВА 4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЦИКЛИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ СПЛАВА Д16ЧАТ, В95АТ1 И ВТЗ-1 ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ.....</b>	<b>107</b>
4.1. Эффекты перераспределения напряжений в полых цилиндре при внутреннем давлении.....	107
4.2. Развитие поверхностных дефектов в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур от -60°С до +250°С.....	114
4.3. Экспериментальные диаграммы усталостного разрушения сплавов Д16ЧАТ, В95АТ1 и ВТЗ-1 в терминах упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений в диапазоне от отрицательных до повышенных температур.....	133
4.4. Анализ влияния вида нагружения на скорость роста трещины в полых цилиндрических образцах.....	136
4.5. Анализ влияние температуры на скорость развития поверхностных дефектов в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1.....	138
<b>ГЛАВА 5. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ НА СТАДИИ РАЗВИТИЯ ДЕФЕКТОВ В ОБРАЗЦАХ И ДИСКЕ КОМПРЕССОРА ГТД.....</b>	<b>146</b>
5.1. Напряженно-деформированное состояние диска компрессора ГТД без дефекта...	147

5.2. Напряженно-деформированное состояние диска компрессора ГТД с повреждением в зависимости от температуры.....	151
5.3. Модель прогнозирования скорости роста трещины и остаточной Долговечности.....	160
ВЫВОДЫ.....	169
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	170
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	171

## ВВЕДЕНИЕ

### **Актуальность и степень разработанности темы исследования**

Поведение конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии на протяжении многих лет является предметом теоретических, экспериментальных и численных исследований. Актуальность работ данного направления поддерживается возрастающими требованиями к характеристикам несущей способности, обусловленными условиями эксплуатации элементов конструкций. Определяющими условиями для многих изделий современной техники являются сочетания нескольких компонент нагружения, включая нормальные силы, внутреннее и внешнее давление, изгибающие и крутящие моменты в широком диапазоне температур эксплуатации. Наиболее распространенными повреждениями в эксплуатации являются поверхностные дефекты различной формы в плане и ориентации, которые развиваются от исходных до критических размеров в локальных зонах упруго-пластической концентрации напряжений и деформаций при циклическом нагружении.

Современные концепции и практика проектирования ответственных элементов конструкций наукоемкого машиностроения предполагают оценку безопасной и экономически целесообразной эксплуатации на основе принципов допустимой повреждаемости. Реализация этих концепций требует проведения широких комплексных расчетно-экспериментальных исследований, наличие обширного банка данных по характеристикам сопротивления материалов деформированию и разрушению в условиях, моделирующих эксплуатационные, а также совершенной нормативной базы.

Несмотря на большое количество теорий прочности, моделей нелинейного деформирования, критериев и параметров механики трещин, накопленным результатам численных расчетов и справочным данным по свойствам конструкционных материалов, проблему оценки сопротивления деформированию и разрушению при развитии поверхностных дефектов в условиях сложного напряженного состояния нельзя считать закрытой. Так, основные результаты экспериментальных исследований развития поверхностных дефектов относятся к простому одноосному растяжению в условиях нормального отрыва, всего несколько работ проведены при сочетании растяжения и кручения, как правило, при нормальной температуре. В подавляющем большинстве случаев интерпретация опытных данных осуществляется с позиций линейной механики разрушения, оставляя нераскрытым эффект пластических свойств конструкционных

материалов. В результатах и программах вычислительных работ отсутствует сравнение поведения параметров сопротивления разрушению в упругой и упруго-пластической постановке. Известные литературные экспериментальные и численные данные по решению проблем сопротивления разрушению материалов и элементов конструкций при наличии поверхностных трещин в условиях циклического многоосного нагружения с учетом влияния температуры не имеют системного характера.

Таким образом, актуальной является задача комплексного расчетно-экспериментального исследования и описания поведения поверхностных дефектов при сочетании многоосности циклического нагружения, температуры и вариации основных физико-механических характеристик конструкционных материалов.

Выполненное расчетно-экспериментальное исследование в отношении постановки, методической проработки и численно-экспериментальной реализации имеет заверченный характер. Приведенные практические приложения реализуют заверченный цикл сравнительной оценки остаточной долговечности реального элемента конструкции в соответствии с разработанными методами, подходами и обобщениями.

### **Цель и задачи работы**

Целью диссертационной работы является разработка расчетно-экспериментального метода исследования развития поверхностных трещин в широком диапазоне температур в полых цилиндрических и компактных образцах при сложном напряженном состоянии и обоснование интерпретации результатов в терминах нелинейных параметров сопротивления разрушению с приложением к элементам авиационных конструкций.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать методику экспериментального исследования развития поверхностных трещин в условиях сложного напряженного состояния при отрицательной, нормальной и повышенной температурах в рамках которой:

- разработать и обосновать геометрию полых цилиндрических образцов и выполнить экспериментальные исследования влияния вида нагружения и температуры на характеристики циклической трещиностойкости алюминиевых и титанового сплавов;

- ввести и обосновать упругие и упругопластические параметры сопротивления разрушению для интерпретации эффектов влияния сложного напряженного состояния (СНС) на скорость роста трещины с учетом влияния температуры.
2. Провести комплексную численную оценку влияния вида напряженного состояния, температуры и свойств алюминиевых и титанового сплавов и предоставить обобщение поведения параметров сопротивления разрушению для рассмотренного диапазона вариации условий нагружения и формы поверхностных дефектов.
  3. Установить и описать закономерности развития поверхностных трещин в условиях сложного напряженного состоянии при отрицательной, нормальной и повышенной температурах с учетом упруго-пластических свойств алюминиевых и титанового сплавов.
  4. Обосновать приложение развиваемых методов к задаче оценки остаточной долговечности диска компрессора ГТД с замковым соединением типа «ласточкин хвост» с эксплуатационными повреждениями.

### **Научная новизна работы**

Научная новизна работы состоит в:

- разработке расчетно-экспериментального метода исследования развития поверхностных трещин при сложном напряженном состоянии с учетом влияния температуры и алгоритме его реализации;
- формулировке и обосновании пластического коэффициента интенсивности напряжений для условий смешанных форм малоциклового деформирования с учетом девиации поверхностной трещины;
- численном расчете и описании аппроксимационными функциями распределений упругих и пластических параметров напряженно-деформированного состояния (НДС) по фронту трещины для различных сочетаний вида нагружения, температуры, исходной ориентации поверхностного дефекта и свойств алюминиевых сплавов;
- экспериментальном обосновании обобщенной диаграммы циклического разрушения в терминах пластического коэффициента интенсивности

напряжений для поверхностных дефектов в полых образцах в диапазоне от отрицательных до повышенных температур испытаний исследованных алюминиевых сплавов;

- экспериментальном установлении и описании в форме нового параметра сопротивления разрушению закономерностей и особенностей развития поверхностных трещин в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1 при сложном напряженном состоянии с учетом влияния температуры испытаний.

### **Теоретическая и практическая значимость работы**

Теоретическая значимость работы состоит в формулировке и обосновании новых нелинейных параметров сопротивления разрушению материалов и элементов конструкций с поверхностными дефектами, развивающимися при малоцикловом деформировании в условиях сложного напряженного состояния при отрицательной, нормальной и повышенной температурах. Новизну экспериментального плана в работе составляют установленные закономерности влияния сложного напряженного состояния на характеристики циклической трещиностойкости алюминиевых сплавов Д16ЧАТ, В95АТ1 и титанового сплава ВТ3-1, как функции вида нагружения, формы дефекта, температуры и упруго-пластических свойств материалов. Новизна методического плана состоит в разработке и реализации алгоритма численно-экспериментального исследования развития поверхностных трещин в диапазоне от отрицательных до повышенных температур. Найденные в результате численных расчетов и описанные аппроксимационными функциями распределения упругих и пластических параметров напряженно-деформированного состояния по фронту трещины для различных сочетаний вида нагружения, температуры, исходной ориентации поверхностного дефекта и свойств алюминиевых сплавов имеют обобщенный справочный характер, пригодный для широкого использования.

Практическая значимость настоящей работы состоит в обосновании возможности количественной оценки влияния вида нагружения и условий окружающей среды (температуры) на характеристики остаточной долговечности элементов конструкций при сложном напряженном состоянии. В работе разработан и на примере диска компрессора ГТД реализован алгоритм оценки остаточной долговечности на основе нелинейного параметра сопротивления циклическому разрушению.



## **Методология и методы диссертационного исследования**

Численные исследования выполнялись на основе теории упругости, деформационной теории пластичности, метода конечных элементов, методов математического и компьютерного моделирования и программирования. Экспериментальные исследования выполнены на специализированных испытательных установках с применением высокоточных средств измерения.

### **На защиту выносятся:**

- методика и алгоритм исследования и интерпретации характеристик циклической трещиностойкости в полых цилиндрических образцах с поверхностным дефектом при сложном напряженном состоянии с учетом влияния температуры испытаний;
- обобщенный параметр сопротивления разрушению в форме упруго-пластического коэффициента интенсивности напряжений при циклическом нагружении в условиях смешанных форм разрушения;
- результаты численного анализа и аппроксимации поведения упругих и пластических параметров НДС по фронту трещины для различных сочетаний вида нагружения, температуры, исходной ориентации поверхностного дефекта и свойств алюминиевых сплавов;
- экспериментально установленные закономерности и особенности развития поверхностных дефектов при сложном напряженном состоянии в диапазоне от отрицательных до повышенных температур в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1.

### **Степень достоверности результатов**

Достоверность полученных результатов подтверждается установленными совпадениями частных численных и аналитических решений с решениями других авторов, а также результатами экспериментальных исследований, поставленных в рамках данной работы.

### **Апробация результатов**

Результаты работы представлялись и обсуждались на:

- XVIII международной конференции по вычислительной механике и современным прикладным системам (Крым, Алушта), 22-31 мая 2013 г.;
- Итоговых научных конференциях КазНЦ РАН, 2012-2019 гг.;
- XI всероссийском съезде по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики (Казань), 20-24 августа 2015 г.;
- 21st European Conference of Fracture (Catania, Italy), June 20-24, 2016;
- XVIII International Colloquium Mechanical Fatigue Of Metals (Gijón, Spain), 5-7 September, 2016;
- First International Workshop on Challenges in Multiaxial Fatigue (Urbino, Italy), 22-24 April, 2015;
- The 2nd IJF & FFEMS challenges in multiaxial fatigue workshop (Bonifacio, France), 12-14 April, 2017;
- VII международной конференции деформирования и разрушение материалов и наноматериалов (Москва), 7-10 ноября, 2017 г.;
- 22nd European Conference on Fracture (ECF22) (Belgrad, Serbia), 26-31 August 2018;
- 2018 International Symposium on Structural Integrity (Nanjing, China), 2–5 November, 2018;
- Workshop on Characterisation of Crack Tip Fields (Heidelberg, Germany), 8-10 April, 2019;
- The 15th International Conference on Engineering Structural Integrity Assessment (Granta Park Cambridge, UK, China), 8-9 May, 2019;
- The 12th International Conference on Multiaxial Fatigue and Fracture (Bordeaux, France), 24-26 June, 2019;
- 25th International Conference on Fracture and Structural Integrity (Catania, Italy), 12-14 June, 2019.

**Личное участие соискателя в получении результатов,** изложенных в диссертации, состояло в анализе методических вопросов исследования, выполнении комплекса численных расчетов в упругой и упруго-пластической постановке, проведении всего комплекса экспериментальных исследований, обобщении результатов

испытаний и реализации практического приложения разработанных методов к оценке остаточной долговечности диска компрессора ГТД.

В целом, автором самостоятельно осуществлено проведение экспериментов, обработка и описание результатов, подготовка публикаций. Выбор направлений исследований, составление планов работ и анализ результатов осуществлялись совместно с научным руководителем.

## **ГЛАВА 1. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЮ И РАЗРУШЕНИЮ МАТЕРИАЛОВ И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ**

Анализ и расчет параметров напряженно-деформированного состояния в элементе конструкции или детали с трещиной, является одним из главных направлений развития механики разрушения. Развитием этого направления занимались выдающиеся отечественные и зарубежные ученые: А.Е. Андрейкив, Д. Броек, Г.И. Баренблатт, Н.А. Махутов, В.В. Болотин, А.Я. Красовский, Н.Ф. Морозов, Н.И. Мухелишвили, Дж. Нотт, Г.П. Никишков, В.В. Панасюк, Ю.Н. Работнов, Р.В. Гольдштейн, Дж. Си, Г.П. Черепанов, Е.М. Морозов, Г.С. Писаренко, А.А. Шанявский, А.А. Лебедев, М.Л. Вильямс, Дж. Эфтис, Дж. Райс, Дж. Хатчинсон, П.Д. Хилтон и др [2, 3, 5, 6, 9, 21, 22, 31, 32, 35-37, 41, 44, 48, 57-59, 74, 100-102, 105, 113-116, 135, 136, 144-146, 148-150, 181].

Приложения критериев и параметров механики трещин к условиям нелинейного деформирования при сложном напряженном состоянии и смешанным формам разрушения имеют свои особенности. В основном эффекты влияния подобных состояний реализуются через зону пластической деформации в области вершины трещины, что предопределяет необходимость построения численной процедуры для определения параметров состояния экспериментальных образцов и реальных элементов конструкций. Составляющей общей долговечности элемента конструкции является стадия развития повреждений. Для прогнозирования остаточного ресурса изделия необходимо располагать информацией о характеристиках сопротивления материала разрушению в условиях, моделирующих эксплуатационные. К таким характеристикам относятся данные о скорости развития трещин, полученные на экспериментальных образцах, при интерпретации которых используются численные значения соответствующих параметров. В настоящей главе представлен обзор параметров сопротивления деформированию и разрушению металлов и элементов конструкций при сложном напряженном состоянии.

### **1.1. Определяющие факторы расчета остаточного ресурса (двухосность нагружения, смешанные формы разрушения, температура, поверхностные дефекты)**

Анализ поведения элементов конструкций под действием эксплуатационного нагружения в состоянии упругости, пластичности и разрушения является предметом

рассмотрения механики деформируемого твердого тела. В этой отрасли знаний, как и во многих других, удачно сочетаются фундаментальные аналитические подходы и приближенные численные решения. Эффективное применение аппарата механики деформируемого твердого тела в исследовательских и прикладных целях требует глубоких знаний составляющих её разделов – теорий упругости, пластичности и механики трещин. Классическое изложение данных основ можно найти в работах С.П. Демидова, А.А. Ильюшина, В. Новацкого, Ю.Н. Работнова, А.И. Лурье, В.Н. Шлянникова, А.А. Яблонского и др. [15, 18, 27, 39, 48, 61].

В элементах современной техники практически не реализуется одноосное напряженное состояние. Характерной для них является эксплуатация в условиях сложного напряженного состояния при наличии различного рода дефектов. Кроме того, ориентация возможных дефектов относительно действия номинальных напряжений в условиях плоского напряженного состояния или плоской деформации имеет произвольный характер. Например, в стальных вертикальных резервуарах реализуется двухосная статическая и переменная нагрузка различной интенсивности. Наиболее частым случаем повреждений в подобных конструкциях являются трещины в различных узлах (стенке, местах врезок приемо-раздаточных патрубков) обусловленные циклическими нагрузками, связанными с наполнением-опорожнением резервуара, а также с изменением режимов перекачки продукта. В процессе эксплуатации в элементах резервуаров реализуется двухосное напряженное состояние, обусловленное соотношением продольных и окружные напряжений. Очень часто траектория распространения трещины проходит по образующей резервуара. При этом максимальные окружные напряжения, действующие перпендикулярно к плоскости трещины, способствуют дальнейшему ее распространению.

Трубопроводы и цилиндры высокого давления используются для переноса жидкостей и газов (энергоносителей, теплоносителей, химических веществ), в гидравлических и пневматических силовых установках. Жидкости и газы находятся под давлением, которое воздействует на внутреннюю поверхность трубопровода. В процессе эксплуатации температура теплоносителя, а следовательно, трубопровода непостоянна, т.е. трубопровод непрерывно расширяется или сжимается. Зачастую, они имеют жесткое закрепление с торцов (радиационные и конвективные пучки теплообменников в паровых и водогрейных котлах, горячего водоснабжения, системы отопления, баллоны

высокого давления и т.д.), что приводит к возникновению осевой нагрузки сжатия или растяжения. Цилиндры гидравлических систем также находятся под внутренним давлением и осевой сжимающей силой. К ним относятся гидравлические домкраты, тормозные системы, цилиндры шасси самолета и т.д. Таким образом, трубопроводы находятся в условиях двухосного нагружения, при чем соотношение двухосных статических и циклических напряжений в эксплуатации весьма различно. Для цилиндров отношение номинальных напряжений в окружном и осевом направлениях находится в диапазоне от -1 до +1, в трубопроводах достаточно большой длины это соотношение стремится к 0 (растяжение в окружном направлении). Кроме того, трубопроводы могут быть подвержены изгибу и кручению. Под воздействием условий эксплуатации (термомеханическое нагружение и коррозионная среда) в трубопроводах с течением времени накапливаются и развиваются трещины. По данным эксплуатации характер повреждений трубопроводов, нагруженных внутренним давлением и осевой растягивающей или сжимающей силой, связан с наличием несквозных поверхностных трещин с криволинейным фронтом. Подобные дефекты зарождаются на внутренней поверхности трубопровода и распространяются по толщине стенки трубы в плоскости, нормальной к направлению наибольшей компоненты двухосных номинальных напряжений.

В условиях сложного напряжённого состояния эксплуатируются вращающиеся детали роторов паровых и газовых турбин. Сложное напряжённое состояние в дисках определяется коэффициентом двухосности нагружения. Под коэффициентом двухосности нагружения понимается отношение номинальных радиальных напряжений к окружным. При этом коэффициент двухосности нагружения значительным образом меняется по сечению диска. Двухосность нагружения, возникающая в процессе эксплуатации в элементах обшивки летательных аппаратов, роторах паровых турбин, трубопроводах, сосудах высокого давления и т.п. приводит к образованию трещин, плоскость расположения которых произвольно ориентирована по отношению к действию максимальных напряжений. Такое сочетание вида нагружения и расположения трещины классифицируется в механике разрушения как смешанные моды деформирования.

Смешанный тип нагружения и деформирования вследствие приложения нагрузки к элементам конструкции всегда возникает после того, как в сечении детали

конструкции, в которой находится трещина, появляются как нормальные, так и касательные напряжения. В случае наклонных трещин смешанный тип нагружения возникает уже при относительно простых видах нагружения, например, при двухосном растяжении в резервуаре под внутренним давлением. Ломаные и зигзагообразные трещины характеризуют переменную во времени нагрузку. Трещина может появиться вследствие дефекта изготовления или возникнуть при коррозии под напряжением при производстве или при вводе изделия в эксплуатацию и затем, под рабочей нагрузкой, распространяться в новом направлении. Несколько необычные зигзагообразные трещины появляются не только в микрообласти (например, в качестве межкристаллических трещин), но и имеют место также в виде макротрещин при практических аварийных случаях.

Отсутствие симметрии приложенной нагрузки по отношению к геометрии тела и схемы расположения в нем исходной трещины является наиболее типичным случаем возникновения смешанных форм деформирования и разрушения.

Если в детали имеется несколько трещин, то они влияют друг на друга. При этом смешанный тип разрушения возникает только в области системы параллельных трещин. Множество трещин появляется чаще всего в зоне влияния сварки и в ее окрестности или возникает вследствие коррозии под напряжением трещины.

В трещинах, которые находятся в окрестности надреза или начинаются в надрезе, при определенных условиях возникает смешанный тип разрушения. Надрезы часто являются исходной точкой для трещины или разрушения (например, усталостная трещина или усталостное разрушение). Более 70% разрушений роторных деталей газотурбинных двигателей связано с зарождением и ростом усталостных трещин. Некоторые примеры усталостных разрушений лопаток и замковых соединений, а также разрушения силовых установок вследствие разрушения диска турбины представлены в работе [53]. Последствия разрушения лопаток могут быть различными: повреждение лопаточных венцов других ступеней, заклинивание ротора, пробой корпуса двигателя, срыв работы двигателя. Сложные переходы сечений, отверстия, пазы, металлургические и технологические дефекты, создающие зоны повышенной напряженности, являются возможными очагами возникновения трещин малоциклового усталости в дисках газотурбинных двигателей.

Наиболее часто детектируемым дефектом оборудования является несквозная поверхностная трещина различной формы и геометрии. Трещина является самым жестким концентратором напряжений и в большинстве случаев основной причиной выхода из строя дорогостоящего оборудования. Несквозные дефекты возникают на свободной поверхности изделий типа цилиндра и аппроксимируются как полуэллиптические трещины. Традиционные критерии, модели состояния и параметры механики трещин должным образом не учитывают специфику смешанных форм деформирования. Влияние вида нагружения, в частности, двухосности напряжений реализуется через зону пластической деформации в области вершины трещины, что предполагает проведение исследований в упруго-пластической постановке. В этой связи актуальной становится разработка параметров и критериев механики трещин при сложном напряженном состоянии, основанных на упруго-пластическом анализе области вершины трещины [68].

По мимо сложного напряженного состояния и наличия концентраторов напряжений в деталях и элементах конструкций, существенное влияние на прочностные характеристики металла оказывает температура. Сосуды высокого давления, элементы энергетики, полые цилиндрические детали летательных аппаратов эксплуатируются в диапазоне от отрицательных до повышенных температур. Анализ роста поверхностных трещин при малоцикловом деформировании для различных условий окружающей среды очень важно с инженерной точки зрения, количественно оценить структурную целостность в соответствии с так называемой устойчивостью к повреждениям конструкции. Поэтому для выбора и проектирования деталей и элементов конструкций необходимы свойства механики разрушения и данные о материале при таких экстремальных температурах.

Чувствительность алюминиевых сплавов к изменениям окружающей среды начали исследовать еще в середине 1970-х годов. За это время некоторые исследователи сообщили о значительном снижении ударной вязкости и росте трещин нескольких алюминиевых листовых сплавов 7000 серии при низких температурах [77, 96, 142]. Другие исследователи [120] отметили, что образования усталостной трещины при температуре и рост микроструктурного масштаба зависит от составляющих частиц в 7075-T651 и 7050-T651 и количественно определяется с помощью маркерных полос поверхности разрушения, вызванных нагрузкой.



Константы Париса и пороговый диапазон интенсивности напряжений ( $\Delta K_{th}$ ) были измерены для материала опорной плиты конструкционного класса S460 и S980 при комнатной температуре и пониженной температуре  $-70^{\circ}\text{C}$ . Эти результаты подтверждают сделанные в литературе выводы о том, что скорость роста усталостной трещины уменьшается с понижением температуры до момента усталостного пластично-хрупкого перехода, а затем снова возрастает [91].

В работе [121] изучен рост усталостных трещин при повышенных температурах ( $25\text{-}800^{\circ}\text{C}$ ). В целом скорости роста усталостных трещин увеличивались с повышением температуры. Важнейшие работы по вопросам прочности и пластичности металлов и сплавов при высоких температурах принадлежат С.Т. Кишкину, С.И. Губкину, А.А. Бочвару, И.А. Одингу, Н.Н. Давиденкову, Б.М. Ровинскому и др. исследователям [8, 14, 15, 20, 43, 50].

Помимо высокотемпературных испытаний, не менее значимую роль играют испытания при пониженной температуре. Необходимость таких испытаний связана с обеспечением надежности работы машин и металлоконструкций в районах севера, развитием авиационной и космической техники, широким применением низких и сверхнизких температур в различных технологических процессах (разделение воздуха, очистка нефтепродуктов и газа и т. п.).

В литературе мало надежных экспериментальных данных о влиянии пониженной температуры на предельное состояние материалов при сложном напряженном состоянии. Степень этого влияния существенно зависит от природы материала и его структуры [7, 30].

Прочность сплава при одноосном растяжении с понижением температуры увеличивается [1]. При двухосном растяжении в направлении главных осей анизотропии переход сплава в пластическое состояние при нормальной температуре в равной мере удовлетворительно описывается условиями пластичности Мизеса и Сен-Венана для анизотропного тела. Экспериментальные точки, соответствующие разрушению, в пределах разброса опытных данных лежат на прямоугольнике Сен-Венана.

Как известно, высокопрочные алюминиевые сплавы при двухосном растяжении в условиях низких температур разрушаются при более низких уровнях напряжений, чем при одноосном растяжении.

Под руководством Куркина С.А. [55] в МВТУ им. Баумана был выполнен большой цикл работ по исследованию низкотемпературной прочности элементов конструкций из алюминиевых сплавов, работающих в условиях плоского напряженного состояния. Однако, так как работа была проведена с целью изучения влияния вида напряженного состояния на прочность сварных соединений, поэтому полученные результаты не позволяют оценить предельное состояние материалов, из которых были изготовлены испытываемые элементы конструкций.

Приведенный обзор литературы показывает, что традиционные критерии, модели состояния и параметры механики трещин должным образом не учитывают специфику смешанных форм деформирования. Влияние вида нагружения, в частности, двухосности напряжений реализуется через зону пластической деформации в области вершины трещины, что предполагает проведение исследований в упруго-пластической постановке. В этой связи актуальной становится разработка параметров и критериев механики трещин при сложном напряженном состоянии в диапазоне от отрицательных до повышенных температур, основанных на упруго-пластическом анализе области вершины трещины.

## **1.2 Экспериментальные методы определения характеристик усталости и разрушения материалов при сложном напряженном состоянии**

Сложное напряженное состояние является наиболее интересным с научной точки зрения в силу сложности задачи и обобщенного характера получаемых результатов, а также в связи с доминирующим характером подобного состояния для подавляющего большинства элементов машиностроительных конструкций. Элементы конструкций авиационной техники, стационарной энергетики, трубопроводного транспорта подвержены в эксплуатации действию сложного комплекса механических и тепловых воздействий, обуславливающих сложное напряженное состояние. В состоявшихся и известных экспериментальных и теоретических исследованиях поведения материалов и элементов конструкций при сложном напряженном состоянии, как правило, анализ сосредоточен на одном или двух отдельных процессах нагружения и деформирования. Крайне редки и не системны в мировой литературе результаты, относящиеся к комплексному подходу исследования всего набора характеристик сопротивления

деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии на примере хотя бы одного материала.

Такое состояние дел в экспериментальной и прикладной механике обусловлено уникальностью и высокой стоимостью испытательной техники, которой необходимо располагать для решения подобных задач. Тем не менее, полученные в рамках комплексного подхода уникальные экспериментальные данные обеспечат неограниченные возможности построения новых критериальных уравнений и моделей, и их практических приложений в оценке несущей способности и остаточной долговечности конструкций, работающих в условиях сложного напряженного состояния.

Формулировка критериев прочности и пластичности или условий эквивалентности имеет свою историю, которая достаточно полно изложена во введениях к курсам сопротивления материалов и основ теории упругости и пластичности. Первой и наиболее простой теорией прочности является теория наибольших нормальных напряжений, ведущая свое начало от Галилея и Лейбница. Согласно этой теории, опасное состояние материала наступает тогда, когда одно из главных нормальных напряжений примет значение, равное пределу прочности (или пределу текучести), определенному экспериментально. Эта теория плохо соответствует результатам испытаний многих реальных материалов. Она не объясняет, например, практически неограниченную прочность при высоких гидростатических давлениях.

Основы второй теории прочности впервые высказал Мариотт (1662 г.). Согласно его гипотезе, критерием прочности является наибольшее относительное удлинение. Условие прочности по этой теории, известной в литературе под названием теории приведенных напряжений. В случае двухосного растяжения прочность материала должна быть больше, чем при простом растяжении. Между тем, экспериментально это не подтверждено.

В третьей теории прочности в качестве критерия принято наибольшее касательное напряжение. Эта теория, предложенная Кулоном в 1773 г., обратила на себя внимание лишь после известных экспериментов Баушингера, которые показали, что сопротивление стали сдвигу близко к половине ее сопротивления растяжению. В теории Кулона нашел свое объяснение и факт высокой прочности материалов при всестороннем сжатии. Чтобы распространить теорию максимальных касательных напряжений на

материалы, по-разному сопротивляющиеся растяжению и сжатию, Кулон предположил, что в случае сжатия (среднее напряжение с отрицательным знаком) максимальное касательное напряжение является линейной функцией среднего нормального напряжения в плоскости расположения.

Критерий пластичности Мизеса был предложен в 1913 году, совместно с Губером, полученный исходя из условия постоянства энергии формоизменения. Работы этих исследователей обобщены в виде теорий прочности и пластичности, которые считаются классическими.

Описание сопротивления материала в условиях монотонного статического деформирования состоялось в классических и современных теориях прочности В.В. Новожилова, Г.С. Писаренко и А.А. Лебедева, В.В. Панасюка, Е.В. Ломакина [24-26, 40, 45, 47]. Деформационная трактовка критериев в приложении к условиям малоциклового нагружения представлена в работах [31, 90, 95, 129].

В работе Шлянникова В.Н. и др. [72] проведено комплексное экспериментальное исследование предельных напряжений и деформаций алюминиевого сплава Д16Т при сложном напряженном состоянии. Рассмотрены различные виды комбинированного нагружения растяжением, сжатием, кручением и внутренним давлением. Представлена трактовка разрушающих напряжений и деформаций по классическим теориям прочности и предельных деформаций. Установлено, что деформационный критерий статического разрушения является предпочтительным для описания поведения упрочняющегося материала при сложном напряженном состоянии по отношению к критериям прочности условных упругих напряжениях. Предложено, что следует ожидать меньшего разброса экспериментальных данных и лучшего согласия с теоретическим расчетом при использовании истинных упруго-пластических разрушающих напряжений и деформаций.

Известно, что при упруго-пластическом деформировании истинные напряжения и деформации отличаются от номинальных условных, причем различия становятся тем более существенны, чем больше величина накопленных пластических деформаций. Для оценки реальной несущей способности материалов и элементов конструкций при сложном напряженном состоянии необходима новая формулировка теорий предельного состояния для общего трехмерного НДС, основанная на истинных величинах всех компонент тензоров напряжений и деформаций. Как правило подобная формулировка

теорий в явном виде затруднительна и в этой связи основные уравнения предельного состояния имеют феноменологический характер. Ключевые позиции в разработке таких теорий принадлежат поиску набора параметров, чувствительных к виду трехмерного напряженного состояния. Обязательным условием для анализа общего объемного НДС является расчет главных напряжений и деформаций для упруго-пластического деформирования.

### **Методы расчета на усталость элементов авиационных конструкций**

В работе автора [55] рассмотрены методы расчета на усталость элементов авиационных конструкций при многоосном нагружении. Метод испытания материалов на усталость при сложном напряженном состоянии выбирается, как правило, по соображениям удобства создания переменного силового фактора. Широкое распространение получили испытания сплошных и полых образцов на изгиб совместно с кручением, испытания трубчатых образцов с изменяющимися по времени параметрами внешних воздействий, испытания образцов в виде кубиков с применением различных реверсоров и приставок и др.

В результате анализа работ [97-99, 131], в которых приведены наиболее известные в настоящее время методы оценки усталостной прочности элементов при сложном напряженном состоянии, выделяются следующие основные методы, в той или иной степени апробированные для подобных расчетов.

1. Метод абсолютных максимальных главных напряжений [99, 131].
2. Метод знаковых эквивалентных напряжений (по Мизесу) [99, 131].
3. Метод знаковых максимальных касательных напряжений (критерий Треска) [99, 131].
4. Метод критической плоскости [97, 99, 131].

*1. Метод абсолютных максимальных главных напряжений* не следует рекомендовать для применения при расчетах на усталость элементов авиационных конструкций при сложном напряженном состоянии, так как в спектре абсолютных максимальных главных напряжений отрицательные минимальные главные напряжения могут «вытеснить» положительные максимальные главные напряжения, что, очевидно, является совершенно не допустимым.

2. *Метод знаковых эквивалентных напряжений* является наиболее оптимальным при расчетах усталостных долговечностей элементов авиационных конструкций при сложном напряженном состоянии. Он имеет достаточно обоснованную физическую основу, удобен для практического применения и позволяет получать удовлетворительные по точности результаты. Известно, что в настоящее время многие разработчики авиационной техники при расчетах усталостных долговечностей элементов авиационных конструкций при сложном напряженном состоянии предпочитают именно этот метод.

3. *Метод знаковых максимальных касательных напряжений* следует рекомендовать для применения при расчетах на усталость элементов авиационных конструкций при сложном напряженном состоянии по причине явно недостаточной консервативности результатов расчета.

#### 4. *Метод критической плоскости*

Для потенциально-критических мест отказов на свободной поверхности характерно напряженное состояние, представленное на рис. 1.2.1. Одно из главных напряжений  $\sigma_3$  равняется нулю, а соответствующее ему главное направление перпендикулярно плоскости. Два других главных направления лежат в плоскости свободной поверхности и задаются таким образом, чтобы напряжение  $\sigma_1$  соответствовало максимальному главному напряжению, а напряжение  $\sigma_2$  являлось бы другим главным напряжением в этой плоскости (рис. 1.2.1).

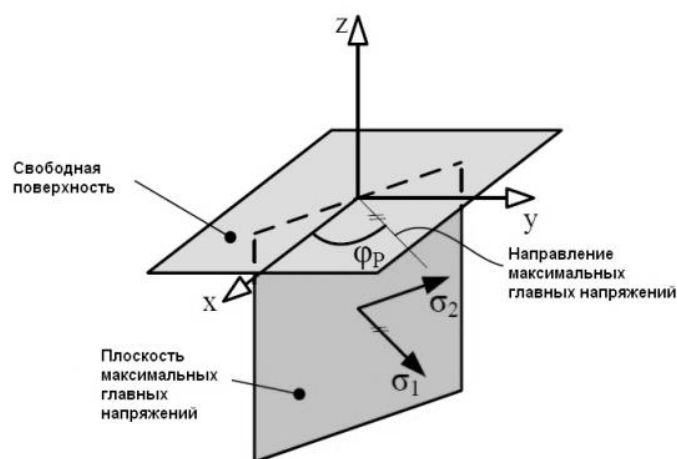


Рис. 1.2.1. Направление главных напряжений на свободной поверхности

Угол  $\varphi_P$  определяет направление максимального главного напряжения. Двухосность напряженного состояния можно характеризовать коэффициентом двухосности [131], мобильность главных направлений – разбросом угла  $\Delta\varphi_P$ .

В некоторых разновидностях метода критической плоскости учитывается взаимодействие между различными составляющими напряжений вплоть до использования ряда специальных зависимостей для расчета эквивалентных напряжений, некоторые из которых учитывают кинематическое упрочнение (модели Соци-Беннантина, Ванг-Брауна, Данг Вана [98, 99, 131]). Выбор критериев взаимодействия зависит от типа материала (пластичный или хрупкий), типа нагрузки, механизма распространения усталостной трещины и т.д.

Методы критической плоскости достаточно сложны и трудоемки, в инженерных расчетах применяются, как правило, в исключительных случаях с использованием программного пакета *MSC.Fatigue*. Альтернативой таким методам могут служить методы расчета при плоском напряженном состоянии с выбором наиболее критической плоскости по результатам предварительного инженерного анализа напряженного состояния рассматриваемого элемента при максимальных нагрузках цикла «земля-воздух-земля» эксплуатационного спектра нагружения.

### **Малоцикловая усталость**

На основании циклических свойств, по аналогии со статическими уравнениями Рамберга–Осгуда, связь между напряжениями и деформациями при циклическом деформировании можно описать соотношением между размахом напряжений  $\Delta\sigma$  и размахом пластических деформаций  $\Delta\varepsilon_P$  [103]. Энергия пластической деформации за цикл нагружения представляет собой площадь петли гистерезиса при испытаниях с контролируемой деформацией. В работах [103, 104, 106, 123] изучены процессы поглощения энергии пластической деформации и их связь с усталостным поведением материалов по модели Мазинга. Зависимость вида [103] представляет собой функцию размаха напряжений и упругопластических деформаций и используется для описания усталостных свойств материалов.

С точки зрения целостности конструкций, необходимо разработать надежные методы прогнозирования долговечности в условиях многоосного напряженного состояния. В настоящее время известно несколько критериев, что указывает на

сложность проблемы, а также отсутствие единого согласованного подхода. В работе [163] введено уравнение для многоосной предельной деформации при малоцикловом деформировании.

Несмотря на обилие критериев прочности и разрушения, проблему формулировки условий сопротивления деформированию при сложном напряженном состоянии нельзя считать закрытой. Актуальной является задача экспериментального определения констант функций, описывающих чувствительность материалов к виду напряженного состояния.

### **1.3 Методы анализа упругого и упруго-пластического состояния поверхностных дефектов.**

Точных решений для поверхностных дефектов на данный момент не существует ни в упругой, ни в упругопластической постановке. Решения сингулярных задач в упругой и физически нелинейной постановках возможны численным и аналитическим способом. Задачи выхода трещины на свободную поверхность обычно решаются численно.

Впервые упругое решение для поверхностной трещины перпендикулярной свободной поверхности в поле растягивающих напряжений получили Ньюман и Раджу [143]. Позднее Ньюман и Раджу предложили эмпирические формулы для определения коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностной трещины, находящейся в поле растягивающих усилий [134]. Этот подход был распространен на поверхностную трещину в условиях сдвига в работе Нода и Мийоши [137]. Нода и др. предложили решение для наклонных поверхностных трещин, которое было дополнено в работе Хи и Хатчинсона [108]. В основу решения был положен метод, в котором точное решение для внутренних эллиптических дефектов дополняется корректирующими функциями учета выхода трещины на свободную поверхность. Авторы рассматривали объемную задачу с точки зрения суперпозиции трех основных форм деформирования и доопределили значения корректирующих функций для частных случаев поперечного и продольного сдвигов.



Теоретической основой описания состояния наклонной трещины в рамках решения упругой задачи является известное решение Вильямса, модифицированное Эфтисом [102].

Введенный Райсом [145] параметр  $T$ -напряжений рассматривается как напряжение параллельное берегам трещины. В своей работе Райс показал, что  $T$ -напряжение прямо пропорционально приложенным нагрузкам. В работах [124, 145] доказано, что учет несингулярного  $T$ -напряжения существенно уточняет асимптотическое распределение полей напряжений в упруго-пластическом теле с трещиной. В работе [156] установлено, что воздействие геометрии образца и условий нагружения реализуется через  $T$ -напряжение. Расчет  $T$ -напряжений при смешанных формах деформирования для упругой задачи представлен в работе [83].

Аятоллахи и др. [83] представили расчет несингулярного члена для смешанных форм деформирования в условиях упругости. Позднее Аятоллахи и др. [82] определили связь между параметром трехосности, полученным О'Доудом и Шихом [139] и  $T$ -напряжением для различных значений показателя деформационного упрочнения материала. Смит и др. [175] основываясь на результатах испытаний образцов из полиметилметакрилата, показали роль  $T$ -напряжений в механике хрупкого разрушения на примере критерия максимальных касательных напряжений.

Развитие нелинейной механики разрушения было основано на применении  $J$ -интеграла. Понятие  $J$ -интеграла впервые ввели Райс [144] и Черепанов [57] с целью исследования свойств концентрации пластических деформаций в окрестности вершины трещины.

Хатчинсон, Розенгрэн и Райс установили связь между  $J$ -интегралом и полями НДС в вершине трещины при упруго-пластическом деформировании. Полученное решение является классической моделью аналитического исследования состояния в пластической области вершины трещины в деформационно-упрочняющемся материале.

Классическое решение Хатчинсона-Райса-Розенгрэна относится только к ситуации нормального отрыва и описывает поля компонент напряжений, деформаций и перемещений в пластической области вершины трещины, в материалах, следующих деформационной теории пластичности. Связь между напряжениями и деформациями у вершины трещины в модели ХРР представлена степенным законом упрочнения (модель

Рамберга-Осгуда). Эта модель справедлива только при монотонном возрастании напряжения, т.е. при условии отсутствия разгрузки.

Двухпараметрический подход в рамках исследования эффектов стеснения был предложен в работе Бетегона и Хэнкока [87]. Упругопластическое состояние материала в вершине трещины в общем случае двухосного нагружения характеризуется двумя параметрами -  $J$ -интегралом и  $T$ -напряжением. По аналогии с упругим решением авторы предложили двухчленную аппроксимацию упруго-пластических полей параметров НДС, где первый член в точности описывается ХРР-моделью, а второй связан с описанием влияния  $T$ -напряжений. В дальнейшем О'Доуд и Ши [139] ввели двухпараметрический подход на основе  $J$ -интеграла и параметра гидростатического напряжения  $Q$ . Позднее Лин и др. [128], и Ян [182] применили этот подход к детальному анализу тел методом конечных элементов в трехмерной постановке.

В 1974 году Ши провел анализ смешанных форм нелинейного деформирования в условиях плоской деформации для трещины в виде математического разреза для упрочняющихся материалов и условий идеальной пластичности. В своей работе [154] Ши при анализе проблем маломасштабной текучести в условиях плоской деформации ввел дополнительные параметры, характеризующие вид смешанных мод для упругого и упругопластического деформирования в области вершины трещины.

Проблема граничных условий при решении уравнения совместности деформаций преодолена Ши не строго, т.к. использована отдельно численно найденная зависимость между упругим  $M_e$  и пластическим  $M_p$  значениями этого параметра для ряда дискретных значений показателя деформационного упрочнения. На этой основе получены безразмерные распределения полей напряжений и деформаций для различных значений  $M_p$  при плоской деформации. В отличие от двух упругих  $K_1$  и  $K_2$  для смешанных форм деформирования, отвечающих принципу суперпозиции линейной задачи, Ши ввел понятие об упругопластическом КИН.

Кардомайтис в своей работе [122] дополнил результаты Ши полями перемещений при плоской деформации.

Ли, Жанг и Речо [127] на основе  $J$ - $M_p$  подхода предложенного Ли [126] в альтернативу  $K_1$  и  $K_2$  вычислили зависимость пластических параметров смешанности от пластических свойств материала и определили критическое значение пластического параметра смешанности для сквозных трещин, определяющего вид трещины. При

значениях выше критического – реализуется трещина нормального отрыва, ниже – сдвиговая трещина соответственно.

В работе Лавита [23] представлен анализ существующих пластических моделей напряженно деформированного состояния. Автором предпринята попытка рассмотрения случая смешанных форм деформирования применительно к ХРР решению.

В работах [92, 93, 134, 183] проведено определение упругих КИН вдоль фронта несквозных дефектов. В работах Шлянникова В.Н. и др. [157, 168, 171, 173, 174] представлен новый обобщенный параметр сопротивления разрушению в форме пластического КИН.

В соответствии с подходом Хатчинсона [117], пластический КИН  $K_p$  для нормального отрыва (или чистого сдвига) выражается через упругий КИН используя  $J$ -интеграл Райса.

В классическом ХРР-решении [117] численный параметр  $I_n$  является функцией только показателя деформационного упрочнения  $n$ . Шлянников и Туманов [157] пересмотрели классическое ХРР-решение для плоского напряженного состояния и плоской деформации и предположили, что в условиях маломасштабной текучести выражение для  $I_n$  зависит от безразмерной длины трещины и геометрии образца и предложили новый метод решения уравнения совместности деформаций в полном диапазоне смешанных форм разрушения от нормального отрыва до чистого сдвига. Управляющий параметр состояния в области вершины трещины в форме  $I_n$ -интеграла является фундаментальной характеристикой упруго-пластической механики деформирования и разрушения. Именно посредством  $I_n$ -интеграла реализуется влияние пластических свойств материала, а также формы, расположения и условий нагружения тела с трещиной заданной конечной геометрии, называемое в литературе проявлением эффектов стеснения при разрушении. В подавляющем большинстве публикаций (за исключением работы [107]) при интерпретации и прогнозировании влияния эффектов стеснения некорректно используется величина  $I_n$  для тела бесконечных размеров. В отличие от этого, в настоящей работе мы расширяем область применения  $I_n$ -интеграла от тела бесконечных размеров [117] до экспериментальных полых цилиндрических образцов конкретной геометрии с криволинейным фронтом несквозного и сквозного дефекта. Управляющий параметр состояния численно на основе МКЭ может быть определен следующим образом [157]. В подобной формулировке численный параметр  $I_n$

зависит не только от показателя деформационного упрочнения  $n$ , а также от относительной длины  $b/D$  и относительной глубины трещины  $a/D$ . Более подробная информация по определению параметра  $I_n$  в образцах различной геометрии дана в работах авторов [157, 168, 173].

В работе Шлянникова В.Н. и др. [174] приведена экспериментальная иллюстрация эффектов стеснения при определении вязкости разрушения на образцах двух стандартных геометрий. Одновременно с этим представлена интерпретация тех же результатов испытаний по пластическому КИН [157] в балочных и компактных образцах. В отличие от постулатов построения двухпараметрических критериев [109, 130, 186] с целью учета эффектов стеснения при разрушении и не имеющих до настоящего времени реальных приложений, подход на основе пластического КИН [174] предоставил совершенно четкую однопараметрическую количественную оценку свойств сопротивления материала статическому разрушению, свободную от влияния геометрии тела с трещиной и условий его нагружения. В работах авторов [168, 173] пластический КИН уже использован для интерпретации скорости роста трещин в крестовидных образцах при смешанных формах двухосного нагружения. В этой связи целесообразно распространить интерпретацию развития трещин по пластическому КИН в полых цилиндрических образцах с несквозными и сквозными криволинейными дефектами при комбинированном циклическом нагружении.

#### **1.4. Расчеты долговечности методами механики повреждений**

Сложное напряженное состояние реализуется в элементах конструкций таких как: вращающиеся детали роторов паровых и газовых турбин, трубопроводы и цилиндры высокого давления, обшивки летательных аппаратов и т.д. В современных летательных аппаратах гражданской авиации вращающиеся диски газотурбинного двигателя (ГТД) являются наиболее важными элементами с точки зрения несущей способности. Прогнозирование скорости роста усталостной трещины в критических зонах вращающихся дисков, таких, как замковые соединения, является основной задачей при соблюдении принципов безопасной повреждаемости. В связи с этим для корректного прогнозирования распространения усталостных трещин и долговечности необходима модель роста трещин, позволяющая учитывать сложные термомеханические условия нагружения, а также учет таких факторов, как нелинейное циклическое

деформирование, накопление и рост повреждений. Подобные данные являются основополагающими при разработке современных моделей роста усталостных трещин, все чаще используемых в качестве инженерных приложений для прогнозирования остаточного ресурса [10, 33, 86, 88, 118, 172, 188].

Некоторые из современных моделей прогнозирования роста трещины для условий малоциклового усталости основаны на фундаментальной масштабной характеристике, называемой зоной процесса разрушения (ЗПР). В работах [103, 167] были предложены модели скорости роста трещины, базирующиеся на характеристиках материала при статическом и малоцикловом деформировании, а также на дистанционной характеристике, связанной с размером ЗПР. Уравнения скорости роста трещины были разработаны с использованием решения Хатчинсона — Райса — Розенгрена (ХРР-решение) [116, 117, 146] для полей напряжений и деформаций в области вершины трещины для тела бесконечных размеров.

Анализ ЗПР может быть основан на физической длине, отнесенной к структуре материала, например размеру зерна, как это было принято в подходе [147]. Авторы предположили, что, если на критическом расстоянии  $r_c$  в области вершины трещины величины касательных напряжений превышают значения разрушающих напряжений  $s_f$ , происходит элементарный акт разрушения. Механизм роста пор и пластического разрушения [177], теория критического расстояния [175, 176, 178], теория плотности энергии деформации (ПЭД) [149], а также теории, основывающиеся на понятии ЗПР, используются в механике разрушений для решения задач статического и усталостного деформирования. Следует отметить, что в процессе эксплуатации ГТД вращающиеся диски чаще всего подвергаются двухосному и/или многоосному нагружению. По экспериментальным данным [63, 85, 104, 106, 123], скорость роста усталостной трещины существенно зависит от условий двухосного нагружения.

Для количественного описания закономерностей развития трещин при циклическом нагружении используют: силовые, деформационные и энергетические критерии. Подробный обзор методов прогнозирования несущей способности выполнен Махутовым Н.А. в работе [31].

Развитие силовых критериев разрушения в упругой постановке отражено в работах [49, 57]. Условие разрушения в этих работах представляется в форме равенства КИН критическому значению  $K_{IC}$ . На основе силового критерия разрушения в связи с

возникновением упруго-пластических деформаций предельные состояния анализируют [49, 54] для фиктивной длины трещины.

В работах [28, 49] представлены экспериментальные исследования закономерностей развития трещин и формулировка на их основе различных эмпирических зависимостей для скоростей роста трещин. Полученные в этих работах уравнения позволили связать скорость роста трещины с номинальным напряжением цикла, длиной трещины и числом циклов нагружения с помощью степенных и экспоненциальных функций.

Обобщение многочисленных результатов экспериментальных исследований в силовой трактовке было проведено Пэрисом и Эрдоганом [74, 141] для широкого спектра материалов  $\gamma_r = 3 \div 4$ . В последующем было показано, что  $\gamma_r$  изменяется в более широких пределах:  $2.5 \div 9$ , увеличиваясь с повышением номинальных напряжений цикла и понижением сопротивления материала упругопластическим деформациям. Исследования при различных коэффициентах асимметрии цикла номинальных напряжений показали, что скорость развития трещины при заданном размахе увеличивается с увеличением и с приближением коэффициента интенсивности напряжений к критическому.

По мере увеличения номинальных напряжений и уменьшения предельного числа циклов значение пластических деформаций в вершине трещины для анализа скоростей распространения трещин повышается. В работах [49, 119] для расчета скорости роста трещин используется степенное выражение.

Теория предельного состояния и теория хрупких трещин, составляющих основу механики разрушения, развивались параллельно, каждая для соответствующих классов материалов при неопределенных границах их применимости. Однако состояние материала может изменяться в зависимости от температуры, скорости нагружения, длины трещины, вида нагружения, причем переход из хрупкого состояния в пластическое происходит постепенно, с вхождением в промежуточную квазихрупкую область. Современные двухкритериальные подходы механики разрушения призваны описать предельное состояние тела с трещиной в независимости от характера разрушения, для этого необходимо рассчитать текущие значения  $K_I$  и определить предельную нагрузку вязкого разрушения.

В работе Махутова Н.А. [31] проведены экспериментальные исследования деформированного состояния в вершине трещин при однократном и малоцикловом нагружении образцов различной геометрии из сталей 12Х2МФА, 08Х18Н10Т и выведено основное уравнение кинетики трещин малоциклового разрушения. Полученные результаты позволили рассчитать долговечность на стадии образования и развития трещин при наличии концентрации напряжений в условиях статического и циклического нагружения.

Покровским [46] была разработана методика прогнозирования развития поверхностных усталостных трещин с учетом формы их фронта. Покровским было выведено два уравнения для расчета продвижения трещины: первое - для точки пересечения трещины со свободной поверхностью, второе – для точки максимального углубления трещины. По этим уравнениям можно проводить расчет продвижения трещины по циклам нагружения.

Разработанные деформационные, энергетические и силовые критерии роста трещин, установленные закономерности развития трещин в зависимости от параметров и формы цикла, вида напряженного состояния, условий нагружения применимы к наиболее простым случаям нагружения. Однако, при прогнозировании живучести реальных конструкций возникают проблемы, связанные с расчетом КИН для трещин с криволинейной траекторией развития.

Большинство моделей прогнозирования остаточного ресурса элементов конструкций основано на кинетических уравнениях скорости роста трещин. Принципиальным моментом подобных моделей является понятие ЗПР. Предполагается, что ЗПР охватывает область вершины трещины, в которой происходит накопление и рост микроповреждений, приводящих к развитию макротрещин. Размер ЗПР является фундаментальной характеристикой свойств материала, устанавливающей взаимосвязь между процессами, происходящими на различных масштабных уровнях по отношению к элементу структуры материала.

С точки зрения ЗПР описание условия предельного состояния или переходных процессов на расстоянии от вершины трещины удобно проводить через параметр плотности энергии деформации (ПЭД). На основе предполагаемого физического смысла ЗПР, и ее размера были предприняты многочисленные попытки расчета вязкости разрушения при плоской деформации через стандартные механические характеристики

материалов [2, 22, 133, 147]. Кроме традиционных упругих констант и размера ЗПР, А.Я. Красовский [21, 22] использовал показатель деформационного упрочнения в истинных координатах и отношение истинной прочности к пределу текучести материала. Обоснование взаимосвязи между этими характеристиками материала через параметр ПЭД показано Дж. Си [149]. Морозовым [35] была введена количественная мера сопротивления материала распространению трещины – предел трещиностойкости, представляющая собой критические значения условных КИН для различных длин трещин, определенных при максимальных нагрузках, выдерживаемых образцами. Орован [140] впервые высказал гипотезу о начале разрушения на некотором расстоянии перед вершиной трещины. Он утверждал, что максимум напряжений существует не в вершине трещины, а на удалении от неё и расстояние от вершины до места начала разрушения не может приниматься параметром структуры материала. В отличие от этой точки зрения в критерии разрушения Нейбера, расстояние перед трещиной, называют структурным параметром [132].

Хатчинсон и Твергард [179] использовали модель деформационно-упрочняющегося материала для описания ЗПР при вязком разрушении. Хатчинсон и Твергард представили полный список параметров, характеризующих процесс деформации в твердых телах. В него входят такие характеристики, как модуль Юнга, коэффициент Пуассона, предел текучести и коэффициент деформационного упрочнения.

Критерий ПЭД использовался в многочисленных публикациях различных авторов. В работах Шлянникова В.Н. [67, 163] ПЭД использована как свойство материала, являющееся функцией основных констант материала, определенных из одноосных испытаний или в качестве эквивалентного параметра, связанного с напряженно деформированным состоянием в вершине трещины. В своей работе автор модифицировал подход ПЭД, чтобы определить ЗПР при смешанных формах деформирования.

В монографии Шлянникова В.Н. [61] показано, что концепция ПЭД исходит из предположения, что критическое значение ПЭД достигается на некотором расстоянии от вершины трещины  $r_c$ , где выполняются условия предельного перехода. Неявно предполагается, что этот размер равен или больше, чем область накопления повреждений с упругой разгрузкой и, существенно, непропорциональным нагружением.



Таким образом, получено, что на удалении от вершины трещины равном  $r_c$  возникает критическое по величине ПЭД состояние, которое сопровождается формированием ЗПР, а результатом происходящих в ней процессов является приращение длины трещины на величину  $r_c$ .

Большинство ученых при разработке методов расчета траекторий роста криволинейных трещин предпочитает аппроксимировать реальную гладкую форму последовательным набором ломаных участков, однако такие авторы как В.В. Панасюк и др. [44], Р.В. Гольдштейн и Р.Л. Салганик [105] применяли кривые второго и третьего порядков, а В.В. Болотин [5, 6] - векторный метод.

В литературном обзоре Шлянников В.Н. [68] рассмотрел несколько методов расчета траектории роста трещин, часть из которых основана на характеристическом расстоянии или размере ЗПР. Наиболее популярной является шаговая процедура построения данной траектории, описанная в [61] для задач смешанных форм разрушения. В соответствии с ней для исходной наклонной трещины вычисляются значения коэффициентов интенсивности напряжений  $K_1$  и  $K_2$ , затем по какому либо критерию находится угол дальнейшего распространения трещины в зависимости от вида номинального напряженного состояния и угла её исходной ориентации, дается малое приращение в этом направлении и процедура повторяется. Шаговая процедура основана на замене реальной криволинейной траектории трещины, эквивалентной прямолинейной. Моделирование процесса роста трещины осуществляется последовательностью дискретных шагов. После каждого приращения длины меняется угол её ориентации и соответственно длина эквивалентной прямолинейной трещины.

Концепция характеристического расстояния также положена в основу уравнений скорости роста трещин при циклическом нагружении [78, 104, 167].

В работах авторов [104, 167, 187] приведено экспериментальное обоснование моделей скорости роста трещины и долговечности на основе характеристического расстояния.

Фактографические особенности и элементы физики разрушения отражены в работах Наймарка О.Б. [42, 84, 138], Шанявского А.А. [152, 153], Владимирова В.И. [180].

Приведенный обзор литературы показывает, что дистанционные критерии разрушения или концепция характеристического расстояния являются необходимым и

эффективным инструментом прогнозирования характеристик сопротивления росту трещин при статическом нагружении и моделирования пути и скорости развития трещин при циклическом нагружении.

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Проведенный анализ литературных данных показал, что в последнее время специалисты уделяют особое внимание задачам о трещинах при сложном напряженном состоянии в диапазоне от отрицательных до повышенных температур. При решении упруго-пластических задач традиционные критерии, модели состояния и параметры механики трещин должным образом не учитывают специфику нелинейного деформирования. Известные параметры упругого и упруго-пластического состояния имеют ограниченные возможности воспроизведения эффектов влияния комплекса упруго-пластических свойств материала, геометрии и условий нагружения при смешанных формах циклического разрушения.

Таким образом, целью данной работы является разработка расчетно-экспериментального метода исследования развития поверхностных трещин в широком диапазоне температур в полых цилиндрических и компактных образцах при сложном напряженном состоянии и обоснование интерпретации результатов в терминах нелинейных параметров сопротивления разрушению с приложением к элементам авиационных конструкций.

Цель исследования определяет следующие **задачи**:

1. Разработать методику экспериментального исследования развития поверхностных трещин в условиях сложного напряженного состояния при отрицательной, нормальной и повышенной температурах в рамках которой:
  - разработать и обосновать геометрию полых цилиндрических образцов и выполнить экспериментальные исследования влияния вида нагружения и температуры на характеристики циклической трещиностойкости алюминиевых и титанового сплавов;
  - ввести и обосновать упругие и упругопластические параметры сопротивления разрушению для интерпретации эффектов влияния сложного напряженного состояния (СНС) на скорость роста трещины с учетом влияния температуры.

2. Провести комплексную численную оценку влияния вида напряженного состояния, температуры и свойств алюминиевых и титанового сплавов и предоставить обобщение поведения параметров сопротивления разрушению для рассмотренного диапазона вариации условий нагружения и формы поверхностных дефектов.
3. Установить и описать закономерности развития поверхностных трещин в условиях сложного напряженного состоянии при отрицательной, нормальной и повышенной температурах с учетом упруго-пластических свойств алюминиевых и титанового сплавов.
4. Обосновать приложение развиваемых методов к задаче оценки остаточной долговечности диска компрессора ГТД с замковым соединением типа «ласточкин хвост» с эксплуатационными повреждениями.

## **ГЛАВА 2. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОЛЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ И КОМПАКТНЫХ ОБРАЗЦОВ В ДИАПАЗОНЕ ОТ ОТРИЦАТЕЛЬНЫХ ДО ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУР ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ**

Сложное напряженное состояние является наиболее интересным с научной точки зрения в силу сложности задачи и обобщенного характера получаемых результатов, а также в связи с доминирующим характером подобного состояния для подавляющего большинства элементов машиностроительных конструкций. Элементы конструкций авиационной техники, станционной энергетики, трубопроводного транспорта подвержены в эксплуатации действию сложного комплекса механических и тепловых воздействий, обуславливающих сложное напряженное состояние. В состоявшихся и известных экспериментальных и теоретических исследованиях поведения материалов и элементов конструкций при сложном напряженном состоянии, как правило, анализ сосредоточен на одном или двух отдельных процессах нагружения и деформирования. В мировой литературе ограничены результаты, относящиеся к комплексному подходу исследования всего набора характеристик сопротивления деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии на примере хотя бы одного материала.

Такое состояние дел в экспериментальной и прикладной механике обусловлено уникальностью и высокой стоимостью испытательной техники, которой необходимо располагать для решения подобных задач. Тем не менее, полученные в работе в рамках комплексного подхода уникальные экспериментальные данные обеспечат дополнительные возможности построения новых критериальных уравнений и моделей и их практических приложений в оценке несущей способности и остаточной долговечности конструкций, работающих в условиях сложного напряженного состояния.

Одной из целей настоящей работы является обоснование приложений упругих и нелинейных параметров сопротивления разрушению, которые будут использованы для интерпретации эффектов влияния сложного напряженного состояния на скорость роста трещины с учетом влияния температуры, а также прогнозирования остаточной долговечности элементов конструкций с эксплуатационными повреждениями. Для достижения поставленных целей необходимо провести анализ данных, полученных в результате серии экспериментов на образцах конкретной геометрии. В данной главе

изложены методические вопросы экспериментального определения характеристик сопротивления разрушению при сложном напряженном состоянии в диапазоне от отрицательных до повышенных температур.

## **2.1. Программа экспериментальных исследований на образцах из алюминиевых (Д16ЧАТ, В95АТ1) и титанового (ВТЗ-1) сплавов**

Планом работ по диссертации была предусмотрена программа экспериментальных исследований на полых тонкостенных и толстостенных цилиндрических и компактных прямоугольных образцах. Программа испытаний на гладких полых цилиндрических образцах включает в себя простые виды нагружения, такие как одноосное растяжение, одноосное сжатие и внутреннее давление, а также сложные виды нагружения, которые состоят из различных комбинаций осевых сил, крутящего момента в сочетании с внутренним давлением. Гладкие цилиндрические образцы испытывались при монотонном статическом нагружении. Программа экспериментальных исследований на полых цилиндрических образцах с продольными и поперечными поверхностными дефектами состояла из простых видов нагружения (одноосное растяжение, чистое кручение и внутреннее давление) и их комбинаций. Исследования на образцах с поверхностными дефектами проводились при циклическом нагружении. Испытания компактных образцов проводились при внецентренном циклическом растяжении. При этом в отдельное направление экспериментальных работ выделены исследования на полых цилиндрических образцах в алюминиевом сплаве Д16ЧАТ и на компактных образцах из титанового сплава ВТЗ-1 влияния диапазона температур на скорость развития трещин. При этом результаты для сплава Д16ЧАТ имеют самостоятельное значение, для титана ВТЗ-1 носят вспомогательный характер исходной информации для проведения расчетов остаточной долговечности диска компрессора авиационного двигателя. В таблице 2.1.1. представлена программа экспериментальных исследований на цилиндрических и компактных образцах при различных видах нагружения и температурах испытаний. Выбор конфигурации полового цилиндрического образца для испытаний обусловлен удобством реализации различных видов сложного напряженного состояния, а стандартный компактный образец выбран для целей сравнения с известными результатами для материалов других свойств.

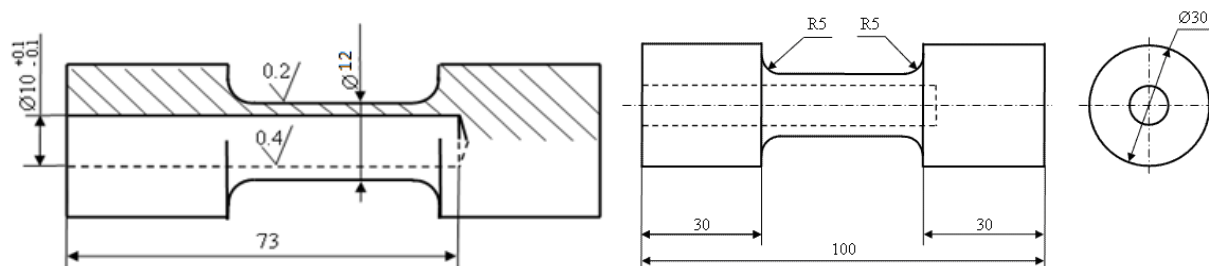
Таблица 2.1.1. Программа экспериментальных работ на образцах различной геометрии

Планируемые виды испытаний	Определяемые характеристики	Виды нагрузки	Пониженная температура	Комнатная температура	Повышенная температура
Полый гладкий тонкостенный цилиндрический образец	Характеристики статической прочности	Одноосное растяжение	—	+	—
		Одноосное сжатие	—	+	—
		Внутреннее давление	—	+	—
		Растяжение с кручением и внутренним давлением	—	+	—
		Сжатие с кручением и внутренним давлением	—	+	—
		Сжатие с внутренним давлением	—	+	—
Полый тонкостенный цилиндрический образец с кольцевой выточкой	Характеристики статической прочности	Внутреннее давление	—	+	—
Полый толстостенный цилиндрический образец с поперечным надрезом	Скорость роста трещины	Одноосное растяжение	+	+	+
		Кручение	—	+	—
		Растяжение с внутренним давлением	—	+	—
		Кручение с внутренним давлением	—	+	—
Полый толстостенный цилиндрический образец с продольным надрезом	Скорость роста трещины	Внутреннее давление	—	+	—
		Растяжение с внутренним давлением	—	+	—
		Сжатие с внутренним давлением	—	+	—
		Кручение с внутренним давлением	—	+	—
Компактный образец	Скорость роста трещины	Внецентренное растяжение	—	+	+

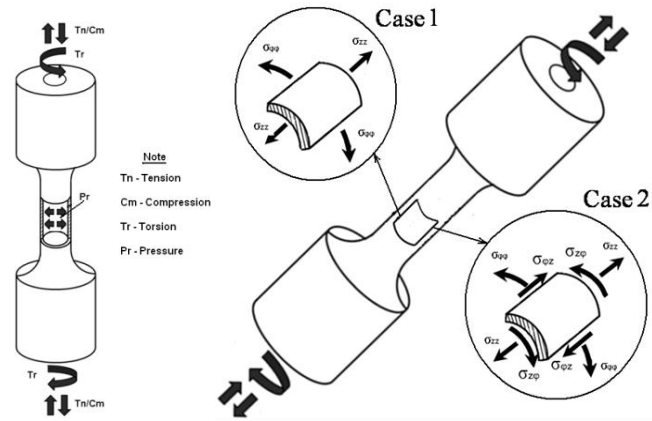
## 2.2. Обоснование геометрии полых цилиндрических и компактных образцов для экспериментальных исследований

### *Гладкий полый цилиндрический образец*

Первым объектом исследования в данной работе выступал гладкий полый цилиндрический образец с толщиной стенки 1 мм. Длина образца составляла 100 мм, с внешним диаметром захватной части 30 мм, внутренним диаметром рабочей части 10 мм и внешним диаметром рабочей части 12 мм (рис. 2.2.1). Программа испытаний включает различные сочетания осевых сил, крутящего момента и внутреннего давления, приложенного к цилиндрическому образцу (табл. 2.1). Первый вид нагружения, показанный на рис. 2.2.2, относится к условиям деформирования в одной плоскости, тогда как второй вид иллюстрирует нагружение во взаимно перпендикулярных плоскостях. Скорость приложения каждого фактора силового воздействия подбиралась из условия обеспечения пропорционального нагружения. В процессе каждого эксперимента производилась автоматизированная запись между нагрузкой и соответствующей компонентой нормальных или сдвиговых перемещений. Геометрия данного образца выбрана не случайно. Методы испытания трубчатых образцов, подверженных действию комбинированных нагрузок наиболее широко распространены в практике механических испытаний материалов при плоском напряженном состоянии [45]. Это объясняется прежде всего тем, что на трубчатых образцах реализуется широкий диапазон видов напряженного состояния, как следствие, компонент девиатора напряжений. Исследованию НДС на тонкостенных трубчатых образцах посвящены следующие работы [65, 72, 76]. Основная цель испытаний гладких цилиндрических образцов состояла в оценке вида нагружения на предельное напряженно-деформированное состояние.



**Рис. 2.2.1.** Полый цилиндрический образец



**Рис. 2.2.2.** Виды нагружения цилиндрического образца

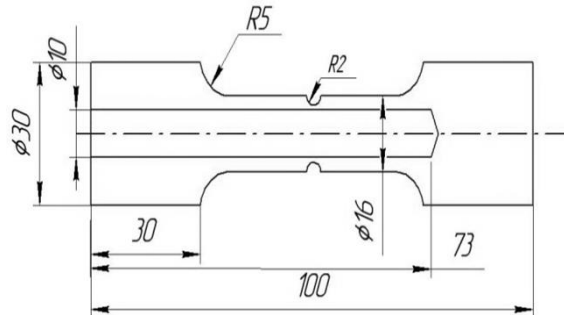
*Полый цилиндрический образец с кольцевой выточкой*

Вторым типом образца, который использовался в настоящей работе, выступал полый цилиндрический образец с кольцевой выточкой в рабочей части. Одним из классических случаев нагружения гладкого полого цилиндра является внутреннее давление, для которого в литературе известно упруго-пластическое решение [29]. Однако это решение не воспроизводит эффектов смены доминирующего механизма разрушения из-за воздействия конструктивной концентрации напряжений. Из классического упругого решения известно, что при чистом внутреннем давлении в полом цилиндре окружные напряжения в два раза превышают осевые напряжения, совпадающие с направлением продольной оси симметрии. Обоснование выбора второй геометрии образца состоит в анализе эффектов перераспределения напряжений при нелинейном деформировании в условиях концентрации для классической ситуации внутреннего давления [73]. Геометрия полого цилиндрического образца с внешней кольцевой выточкой в середине рабочей части образца для испытаний на статическое внутреннее давление представлена на рис. 2.2.3. Длина образца составляла 100 мм, с внешним диаметром захватной части 30 мм, внутренним диаметром рабочей части 10 мм и внешним диаметром рабочей части 16 мм. Толщина стенки цилиндра в гладком образце и в минимальном сечении образца с концентратором составляла  $t = 1$  мм. Подбор геометрии образца осуществлялся путем исследования напряженно-деформированного состояния в рабочей зоне с использованием метода конечных элементов программного комплекса ANSYS [79].

Оптимизация рабочей части этого образца заключалась в подборе радиуса кривизны кольцевой выточки, которая позволила бы перераспределить напряженное

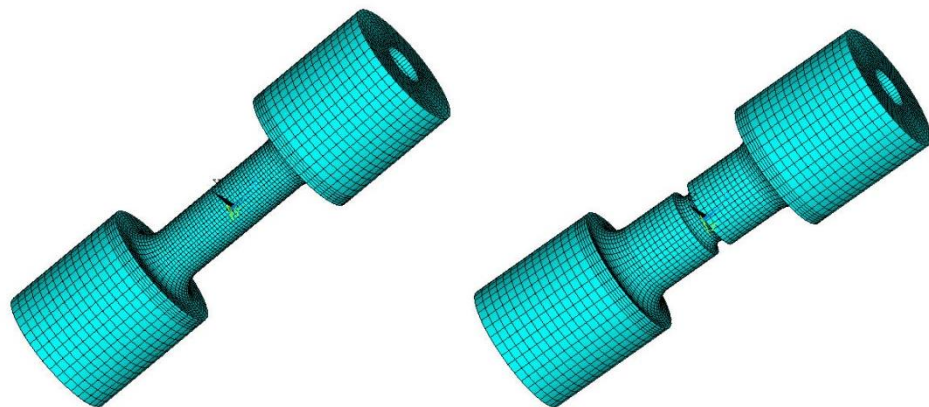


состояние в полном цилиндрическом образце при одном и том же виде нагружения. Это обстоятельство предопределило необходимость численного анализа полей напряжений и деформаций в гладком и надрезанном образцах для полученных в экспериментах значений внутреннего давления при разрушении.



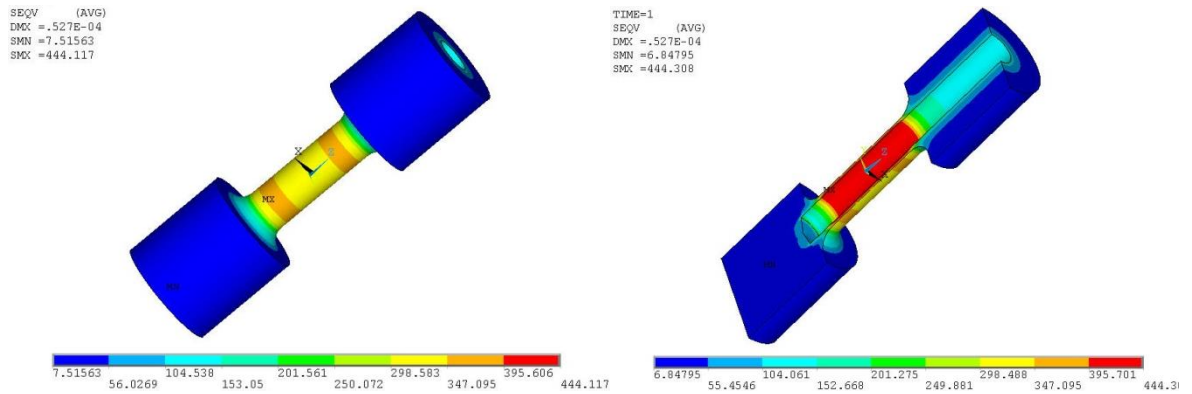
**Рис. 2.2.3.** Полый образец с внешней кольцевой выточкой

Интерпретация экспериментальных данных предполагала расчет номинальных упругих и истинных упруго-пластических напряжений и деформаций для двух рассматриваемых геометрий полых образцов (гладкий и с надрезом). Для этой цели использовался вычислительный комплекс метода конечных элементов ANSYS [79]. Для анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) в упругой и физически нелинейной постановке использовались трехмерные расчетные схемы, показанные на рис. 2.2.4, которые сформированы из объемных 20-узловых изопараметрических элементов для гладкого образца и образца с кольцевой выточкой. Численное моделирование проводилось для каждого образца при нагружении внутренним давлением.

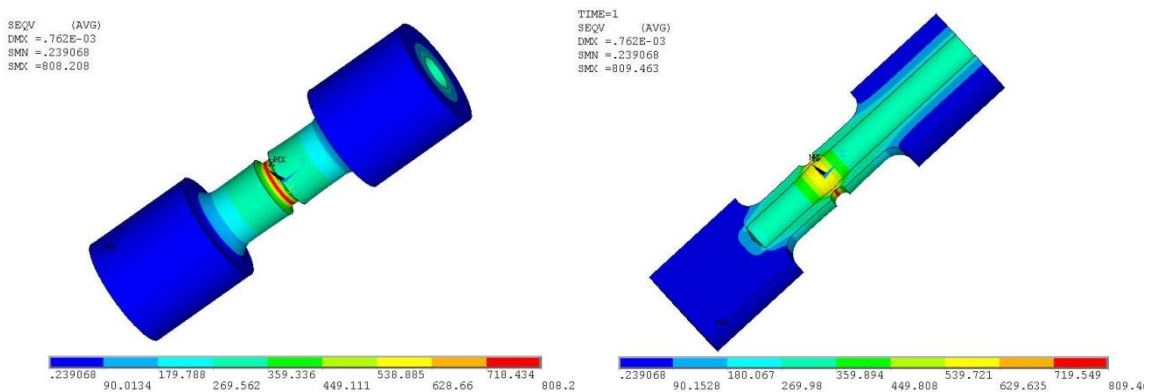


**Рис. 2.2.4.** Расчетные схемы МКЭ гладкого и надрезанного образцов

На рисунках 2.2.5 и 2.2.6 представлены распределения компонент упруго-пластических эквивалентных напряжений по Мизесу для гладкого полого цилиндрического образца и полого цилиндрического образца с внешней кольцевой выточкой. Результаты показаны для полноразмерной модели и модели в разрезе. Это позволяет наглядно показать распределение напряжений по рабочей части образцов, включая наружную и внутреннюю поверхности.



**Рис. 2.2.5.** Распределение напряжений в гладком образце



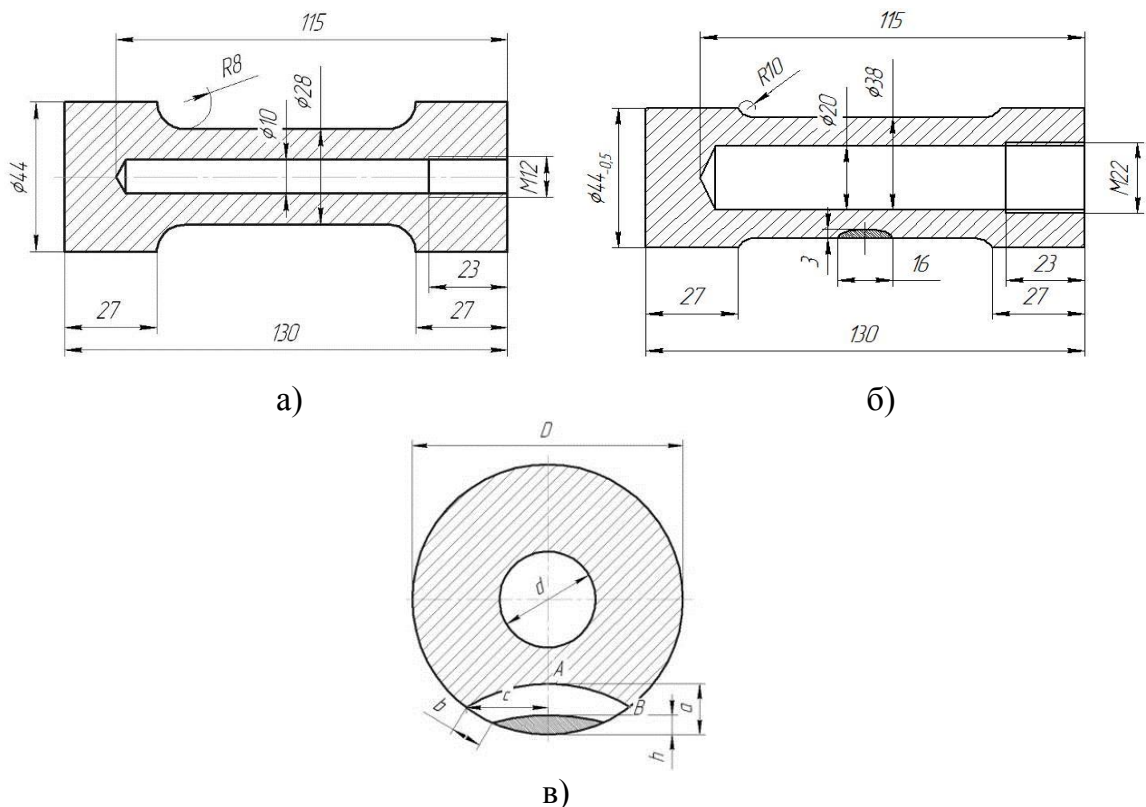
**Рис. 2.2.6.** Распределение напряжений в образце с надрезом

Необходимо отметить однородный характер распределения напряжений в гладком образце и ярко выраженную зону концентрации в области внешней кольцевой выточки в надрезанном образце. Это говорит о необходимости анализа НДС именно в трехмерной постановке. Во всех рассмотренных случаях координата максимума компонент напряжений всегда располагалась в пределах рабочей зоны полого цилиндрического образца. В результате выполненных расчетов был установлен ориентировочный радиус кривизны внешней кольцевой выточки  $R = 2$  мм, приводящий

к смене типа разрушения (продольное или поперечное) при нагружении внутренним давлением.

*Полые цилиндрические образцы с поверхностными дефектами.*

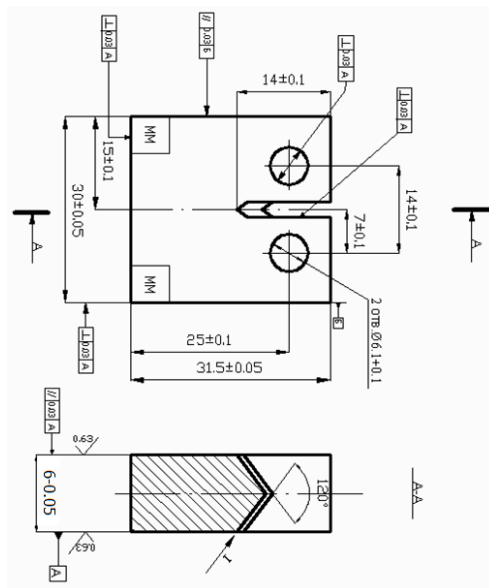
Одним из основных вопросов в рамках испытаний конструкционных материалов на циклическую трещиностойкость в условиях сложного напряженного состояния является выбор типа и геометрии экспериментальных образцов. В экспериментальной практике исследования циклической трещиностойкости в условиях сложного напряженного состояния основное внимание уделяется полым цилиндрическим образцам. Различные виды простого и сложного напряженного состояния легко реализуются за счет комбинаций прикладываемых нагрузок к полым цилиндрическим образцам. Различная ориентация исходного дефекта с комбинированными приложенными нагрузками позволяет реализовать в испытаниях на трещиностойкость сложное напряженное состояние [19, 68, 169].



**Рис. 2.2.7.** Геометрия полого образца (а) и исходного продольного (б) и поперечного (в) надрезов

В настоящей работе для исследования характеристик циклической трещиностойкости конструкционных материалов было предложено использовать две геометрии полых цилиндрических образцов с поверхностным дефектом. Образцы

изготовлены из прутка  $\varnothing 40$  мм классических авиационных сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1, которые широко используются в конструкциях планера самолетов. Электроискровым способом на рабочую часть образца наносился продольный надрез глубиной 5 мм (рис. 2.2.7б) и поперечный надрез глубиной 3 мм (рис. 2.2.8в). Надрезы имели полуэллиптическую форму в плане с соотношением полуосей  $a/c=0.3$ . Соотношение полуосей было выбрано наиболее близко к существующим эксплуатационным дефектам. Для образцов с поперечным расположением дефекта испытания проводились при циклическом растяжении, циклическом кручении и комбинации растяжения с кручением в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Образцы с продольным расположением дефекта были испытаны при циклическом внутреннем давлении и комбинации растяжение + кручение + внутреннее давление. При разработке геометрии полого цилиндрического образца с исходным поверхностным надрезом рассматривались различные варианты значений внутреннего диаметра и толщины стенки рабочей части. Необходимо было достичь такого значения коэффициента интенсивности напряжений (КИН), при котором происходил бы рост трещины для начальных размеров поверхностного дефекта, а также возможность реализовать испытания подобных образцов на существующем в лаборатории испытательном оборудовании. В результате оптимизации был выбран вариант, когда толщина стенки в обоих образцах оставалась постоянной и равна 9 мм, в то время как диаметр внутренней полости отличался.



**Рис. 2.2.8.** Компактный образец на внецентренное растяжение

Для определения характеристик циклической трещиностойкости титанового сплава ВТ3-1 при нормальной и повышенной температурах в соответствии со стандартом ASTM [81] использовались компактные образцы, приведенные на рис. 2.2.8, нагружаемые по схеме внецентренного растяжения.

### 2.3. Экспериментальное оборудование, оснастка и средства измерения

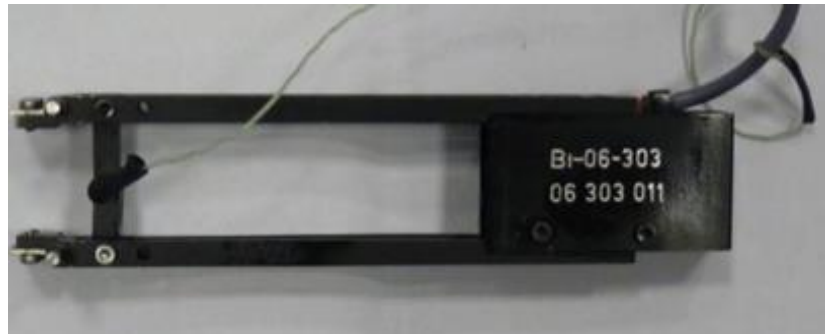
Экспериментальные исследования на полых цилиндрических и компактных образцах, приведенных в предыдущем разделе, проведены в диапазоне от отрицательных до повышенных температур на испытательных установках, которые обеспечивают реализацию заданного вида нагружения и непрерывную регистрацию контрольных параметров измерений. Экспериментальные исследования характеристик статической прочности при сложном напряженном состоянии и циклической трещиностойкости алюминиевых сплавов проведены с использованием уникальной испытательной установки Vi-00-701 Axial Torsion Test System. Данная установка предназначена для проведения испытаний при совместном нагружении растяжением/сжатием, кручением и внутренним давлением в условиях статистического и циклического малоциклового и многоциклового нагружения. Прикладное программное обеспечение позволяет использовать и отображать данные в режиме реального времени, записывать и экспортировать собранные данные, проводить статические и динамические испытания в режиме перемещений, нагрузки и деформаций, программировать многошаговые нагружения. Общий вид установки Vi-00-701 Axial Torsion Test System представлен на рис. 2.3.1.



**Рис. 2.3.1.** Испытательная установка Vi-00-701 Axial Torsion Test System

В процессе проведения испытаний по определению характеристик статической и циклической трещиностойкости алюминиевых сплавов использовались следующие средства измерения:

- осевые экстензометры Vi-06-303 и MTS 634-31E-24 (рис. 2.3.2) с базой 25 мм и диапазоном измерений от -6.5 мм до 12.5 мм в интервале рабочих температур от -40°C до +110°C использовались для испытаний на одноосное растяжение-сжатие;



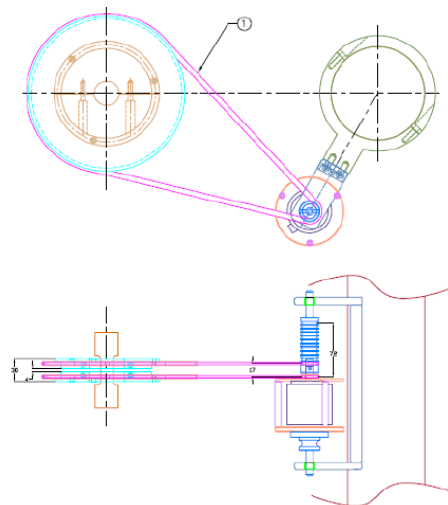
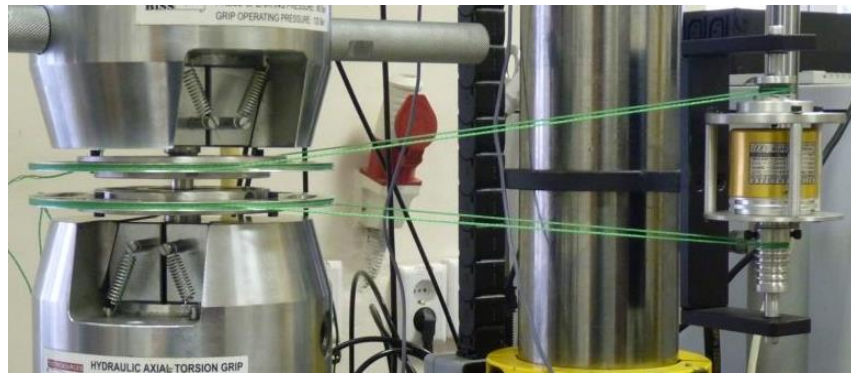
**Рис. 2.3.2.** Осевые экстензометры Vi-06-303 и MTS 632.23F-30



**Рис. 2.3.3.** Экстензометры поперечных деформаций Vi-06-451 и MTS 634-31E-24

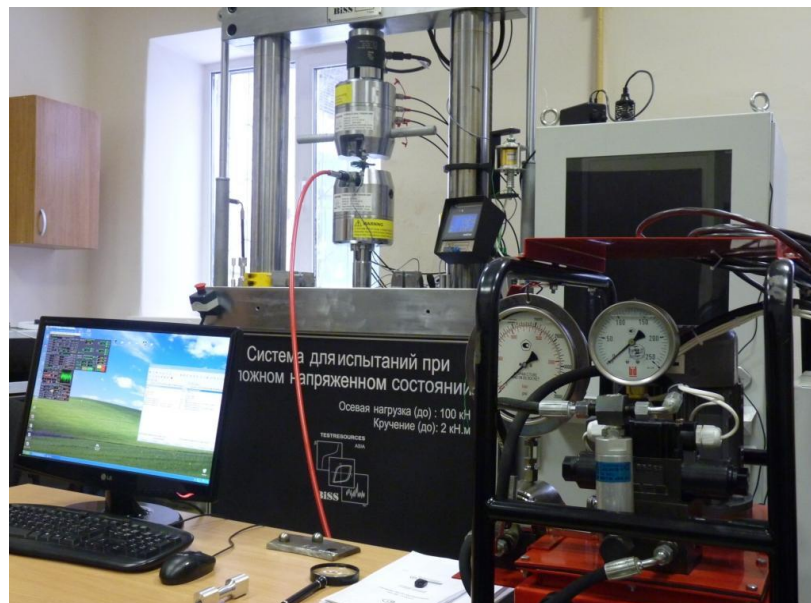
- экстензометры поперечных деформаций Vi-06-451 и MTS 634-31E-24 (рис. 2.3.3) с базой 20 мм и диапазоном измерений от -1 мм до +1 мм в интервале рабочих температур от -40°C до +110°C использовались в испытаниях при нагружении внутренним давлением;

- устройство для измерения деформаций кручения (рис. 2.3.4) представляет собой датчик, верхний и нижний шкивы которого соединены посредством нитей, а диски крепятся на верхнюю и нижнюю границы рабочей зоны образца при помощи зажимов. Схема соединения датчика с образцом и крепление на испытательной машине показана на рис. 2.3.4. По средствам С-образного кронштейна датчик крепился к колонне установки Vi-00-701 Axial Torsion Test System. Передаточное отношение дисков на образце и катушки индуктивности прибора составляло 10:1, что обеспечивало высокую точность измерения угла закрутки образца.



**Рис. 2.3.4.** Устройство для измерения деформаций кручения

Для проведения испытаний на скорость роста трещины была проведена модернизация экспериментального стенда Vi-00-701 Axial Torsion Test System для реализации циклического давления в диапазоне  $0 \div 2500$  бар совместно с циклическим растяжением и кручением. Для этого в основную гидравлическую магистраль установки Vi-00-701 Axial Torsion Test System введен дополнительный сервогидравлический преобразователь (рис. 2.3.5), позволяющий повысить давление на выходе до 2500 бар и задавать циклическое изменение давления с частотой до 1 Гц. Управление величиной давления и скоростью нагружения было интегрировано в основной компьютерный код MTL32 в качестве новой опции в дополнение к заданию циклического растяжения-сжатия и кручения. Для регистрации развития трещин в полых цилиндрическом образце в систему измерений введены оптический инструментальный микроскоп МБС-10 для замера длины трещины на внешней поверхности цилиндра и датчик раскрытия берегов трещины MTS 632.03F-30 (рис. 2.3.6).



**Рис. 2.3.5.** Бустер для реализации циклического давления в полых образцах

Для проведения испытаний в условиях пониженных ( $-60^{\circ}\text{C}$ ) и повышенных температур ( $+200^{\circ}\text{C}$ ) использовалась сервогидравлическая испытательная установка с максимальной нагрузкой 50 кН совместно с климатической камерой CM Envirosystems (рис. 2.3.7).





**Рис. 2.3.6.** Измерение длины трещины микроскопом на внешней поверхности образца и датчики раскрытия трещины в продольном и поперечном направлении



**Рис. 2.3.7.** Сервогидравлическая испытательная установка с климатической камерой для испытаний образцов при пониженных и повышенных температурах

Для испытания компактных образцов на скорость роста трещин из титанового сплава ВТ3-1 при повышенной температуре (300-370°C) использовалась сервогидравлическая испытательная установка (рис. 2.3.7) с навесной трехзонной печью

(рис. 2.3.8). Необходимая в таком виде испытаний автоматическая непрерывная регистрация раскрытия и длины трещины осуществлялась с использованием керамических датчиков COD Epsilon и устройства фиксации разности электрических потенциалов (DCPD) (рис. 2.3.9).



**Рис. 2.3.8.** Навесная трехзонная печь для испытаний компактных образцов при высокой температуре



**Рис. 2.3.9.** Устройства регистрации роста трещины при высокой температуре

Представленное в настоящем разделе испытательное оборудование и средства измерений позволили реализовать необходимый комплекс сложного напряженного состояния при статическом и циклическом нагружении на полых цилиндрических и компактных образцах.

## **2.4. Методика экспериментальных исследований скорости роста трещины в полых цилиндрических образцах при сложном напряженном состоянии в диапазоне температур от $-60^{\circ}\text{C}$ до $+250^{\circ}\text{C}$**

Для проведения испытаний при циклическом нагружении в данной работе использовались полые цилиндрические образцы с продольным и поперечным, по отношению к образующей, поверхностными дефектами, геометрия которых обоснована в параграфе 2.2. Согласно международным ASTM E647 [81] и отечественным РД 50-345-82 [34] стандартам определение характеристик циклической трещиностойкости материалов подразумевает непосредственное измерение длины трещины в зависимости от количества циклов нагружения. Испытания полых цилиндрических образцов на скорость роста трещины имеет ряд особенностей. В этой связи ниже рассмотрены основные моменты проведения испытаний на полых цилиндрических образцах с различной исходной ориентацией дефекта на скорость роста трещины при сложном напряженном состоянии [19, 62, 68, 169, 159, 160, 181].

Экспериментальные исследования характеристик циклической трещиностойкости алюминиевых сплавов при растяжении, кручении и их совместном действии в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  проведены на универсальной сервогидравлической испытательной установке BiSS Axial Torsion Test System. Испытания проводились при частоте 10 Гц с коэффициентом асимметрии цикла нагружения  $R=0.1$ . Приращения длины трещины на поверхности образца измерялись с помощью оптического инструментального микроскопа. С целью автоматизации экспериментальных исследований в работе было предложено и реализовано установление взаимосвязи между дискретными измерениями длины трещины на цилиндрической поверхности образца с помощью микроскопа с непрерывной записью раскрытия берегов трещины. Собственно раскрытие берегов трещины на внешней поверхности образца в месте расположения исходного надреза поддается автоматизированному измерению с помощью соответствующего датчика COD (рис. 2.3.6). На основе такого подхода определяются основные первичные экспериментальные зависимости размеров дефектов в образцах от накопленного количества циклов нагружения. В последующем эти зависимости используются для интерпретации скорости роста трещин и численного расчета управляющего упругого или нелинейного параметра сопротивления разрушению для каждого текущего положения вершины трещины на траектории ее развития. Во время усталостных испытаний на растяжение к образцам прикладывалось

номинальное напряжение 80 МПа, при совместном действии растяжения и кручения величины номинальных осевых и сдвиговых напряжений составляли 75 и 59 МПа, соответственно.

Особенностью разрушения цилиндрических образцов с исходными поверхностными полуэллиптическими дефектами является очевидный факт развития трещин с различной скоростью по нормали к криволинейному фронту. Т.е. скорость роста трещины на наблюдаемой внешней цилиндрической поверхности образца отличается, как правило в большую сторону, от скорости роста трещины в недоступной для замеров наиболее глубокой точке фронта. Это приводит к изменению соотношения полуосей эллипса, которое характеризует кинетику формы поверхностного дефекта по циклам нагружения. Данное обстоятельство потребовало организации специальной процедуры фиксации положения фронта в процессе усталостного разрушения.

Для этой цели было предложено и реализовано путем изменения амплитуды напряжений во время заданного количества циклов нагружения на поверхности разрушения цилиндрических образцов создавать визуально обнаруживаемые маркеры положения фронта трещины. При нанесении маркеров коэффициент асимметрии основного цикла нагружения  $R=0.1$  периодически чередовался с коэффициентом асимметрии  $R_{\sigma}=0.5$ , при этом величина максимальных прикладываемых номинальных напряжений оставалась постоянной. Подобный способ нанесения маркеров не приводит к перегрузкам и не вызывает эффектов замедления скорости роста трещины [164]. Особенно актуален данный способ для определения характеристик циклической трещиностойкости на полых цилиндрических образцах с поверхностными дефектами при повышенной и отрицательной температуре, так как прямое наблюдение за ростом трещины при температурных испытаниях не представляется возможным. При одной и той же длине трещины на поверхности, глубина трещины может быть различна. Это обусловлено в первую очередь с условиями нагружения образца и плоскостью расположения исходного дефекта [92].

В соответствии с настоящей методикой, по полученным экспериментально маркерным формам фронтов трещин определяется взаимосвязь между соотношением полуосей развивающейся трещины  $a/c$  и относительной глубиной трещины  $a/D$ , где  $D$  внешний диаметр полого цилиндрического образца. С помощью программного комплекса ANSYS, обработанные данные размеров и положения фронтов

развивающейся трещины далее используются для определения НДС в полых цилиндрических образцах с разной геометрии. Во время проведения усталостных испытаний с привлечением оптического микроскопа периодически измерялась длина трещины на поверхности  $Ab$  (рис. 2.2.7), за счет чего были получены характеристики изменения скорости роста трещины на поверхности  $db/dN$ . Экспериментальные зависимости между  $a/c$  и  $a/D$  положены в основу определения скорости роста трещины  $da/dN$  в недоступной для измерений наиболее глубокой точке фронта развивающейся полуэллиптической трещины.

Интерпретация экспериментальных данных по характеристикам циклической трещиностойкости состоит в установлении зависимости скорости роста трещины от размаха коэффициента интенсивности напряжений (КИН). Для этого необходимо каждой длине трещины при накопленном числе циклов нагружения поставить в соответствие свое значение КИН. В настоящей работе для интерпретации скорости роста поверхностных трещин в полых цилиндрических образцах в качестве параметров сопротивления разрушению использованы упругие и упругопластические КИН [64, 168, 173]. В рамках упругой задачи в качестве параметра, характеризующего НДС в вершине трещины, для общего случая смешанных форм деформирования, включающего формы нормального отрыва I и продольного II и поперечного сдвига III, использовано выражение для эквивалентного КИН:

$$K_{eqv} = (1 - \nu^2)(K_1^2 + K_2^2) + (1 + \nu)K_3^2 \quad (2.4.1)$$

Входящие в формулу (2.4.1) упругие КИН соответствующих форм деформирования имеют подобную структуру

$$K_{1,2,3} = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot Y_{1,2,3}(a/w) \quad (2.4.2)$$

где  $a$  - длина трещины,  $w$  - характерный размер образца (в нашем случае это диаметр образца  $D$ ),  $\sigma$  - номинальные напряжения,  $Y_{1,2,3}$  -  $K$ -тарировочные функции, учитывающие геометрию образца, вид нагружения и длину трещины. Определение упругих коэффициентов интенсивности напряжений сводится к численному

определению  $K$ -тарировочных функций для полых цилиндрических образцов и результаты этих расчетов будут представлены в следующей главе.

Для интерпретации скорости роста трещины в терминах нелинейных параметров сопротивления разрушению использовался обобщенный параметр в форме пластического коэффициента интенсивности напряжений. Согласно [68] пластический КИН в полых цилиндрических образцах с поверхностной трещиной выражается через упругий эквивалентный КИН используя  $J$ -интеграл Райса:

$$\left[ \frac{(1-\nu^2)}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{(1+\nu)}{E} K_{III}^2 \right] = \frac{\bar{\alpha} \sigma_0^2}{E} (\bar{K}_M^P)^{n+1} \bar{r}^{(n+1)(\lambda-2)+1} \cdot I_n(\theta^*) \quad (2.4.3)$$

$$\bar{K}_M^P = \left[ \left( \frac{K_{eqv}}{\sigma_0^2} \right) \frac{1}{\bar{\alpha} I_n(\theta^*) L} \right]^{\frac{1}{n+1}} \quad (2.4.4)$$

где  $E' = E$  модуль упругости для плоского напряженного состояния и  $E' = E/(1-\nu^2)$  для плоской деформации,  $\bar{\alpha}$ ,  $n$  - параметры упрочнения материала по модели Рамберга-Осгуда,  $\sigma_0$  - предел текучести материала. Входящий в состав выражения для расчета пластического КИН (2.4.4) интегральный параметр  $I_n(\theta)$  является функцией геометрии образца с трещиной, пластических свойств материала, длины трещины и вида нагружения [157]. Данный интеграл определяется на основе численных расчетов упругопластических полей напряжений и перемещений в области вершины трещины в полых цилиндрических образцах [68]:

$$I_n^{FEM}(\theta, M_p, n, (a/w)) = \int_{-\pi}^{\pi} \Omega^{FEM}(\theta, M_p, n, (a/w)) d\theta \quad (2.4.5)$$

$$\begin{aligned} \Omega^{FEM}(\theta, M_p, n, (a/w)) = & \frac{n}{n+1} (\tilde{\sigma}_e^{n+1})^{FEM} \cos\theta - \left[ \tilde{\sigma}_{rr}^{FEM} \left( \tilde{u}_\theta^{FEM} - \frac{d\tilde{u}_r^{FEM}}{d\theta} \right) - \tilde{\sigma}_{r\theta}^{FEM} \left( \tilde{u}_r^{FEM} + \frac{d\tilde{u}_\theta^{FEM}}{d\theta} \right) \right] \sin\theta - \\ & - \frac{1}{n+1} (\tilde{\sigma}_{rr}^{FEM} \tilde{u}_r^{FEM} + \tilde{\sigma}_{r\theta}^{FEM} \tilde{u}_\theta^{FEM}) \cos\theta. \end{aligned} \quad (2.4.6)$$

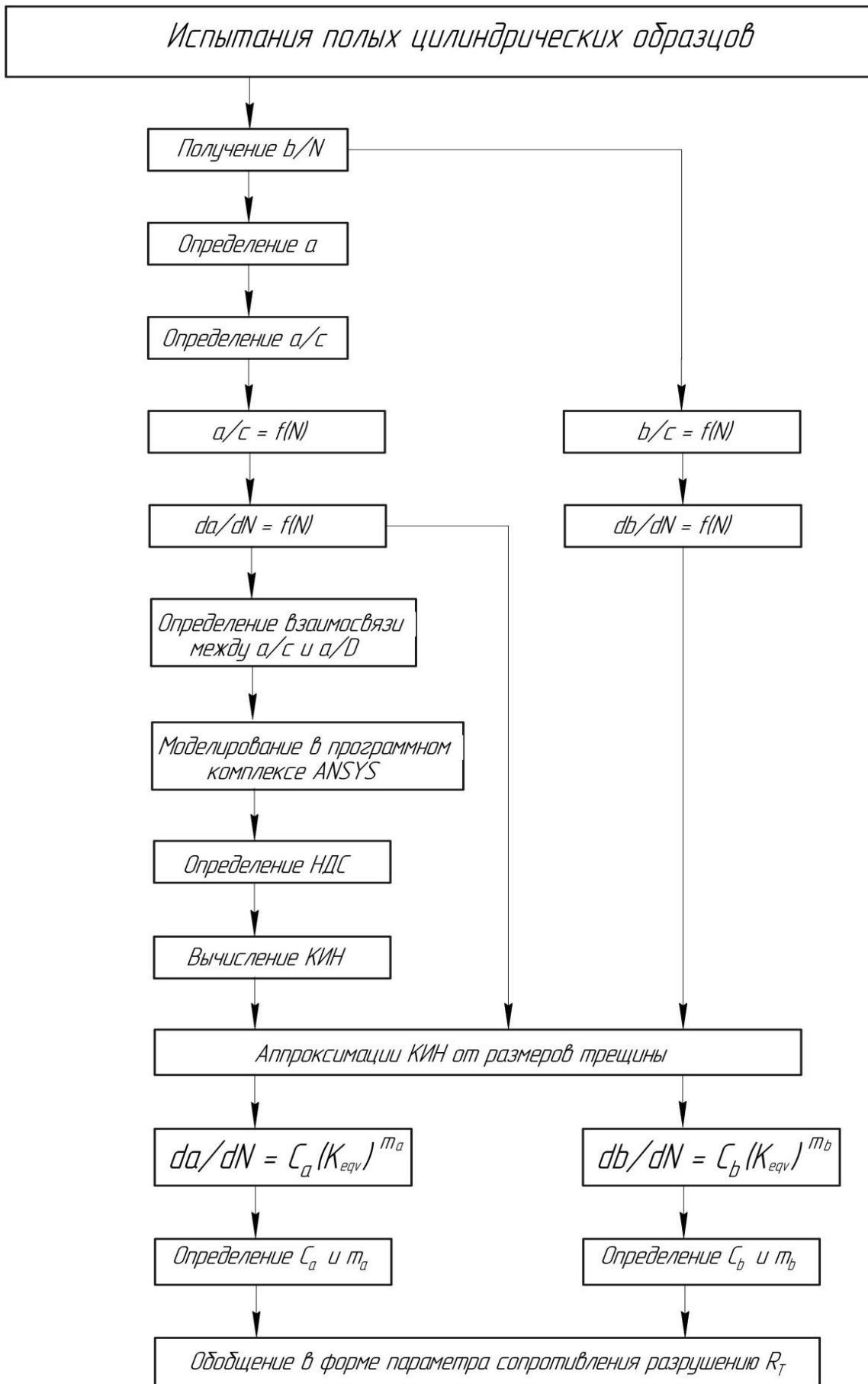
где  $\sigma_{ij}$  - компоненты безразмерных напряжений,  $\tilde{u}_i$  - компоненты безразмерных перемещений,  $r, \theta$  - полярные координаты. Подробности и результаты расчетов в физически нелинейной постановке по определению пластического коэффициента интенсивности напряжений для образцов рассматриваемых геометрий в диапазоне от отрицательных до повышенных температур испытаний для исследованных алюминиевых и титанового сплавов представлены в следующей главе.

Описанная в настоящем разделе последовательность проведения испытаний и интерпретации их результатов представлена в виде обобщенной блок-схемы на рис. 2.4.1. Основным результатом проведения испытаний полых цилиндрических образцов является получение исходной информации в виде зависимостей скорости роста трещины от количества циклов нагружения  $da/dN=f(N)$ , необходимой для определения характеристик циклической трещиностойкости.

## **2.5. Методика определения скорости роста трещины на компактных образцах при внецентренном растяжении в диапазоне от комнатной до повышенных температур**

Испытания на скорость роста трещины помимо цилиндрических образцов для алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1, проводились так же на компактных образцах из титанового сплава ВТ3-1 при внецентренном растяжении (рис. 2.2.7) в соответствии со стандартом ASTM E647-00. Перед проведением основных испытаний на титановых образцах осуществлялось предварительное выращивание усталостной трещины длиной 4-5 мм. Выращивание исходной усталостной трещины в компактных образцах проводилось в условиях одноосного растяжения при гармоническом цикле нагружения с максимальным напряжением цикла  $\sigma_{\max}$ , не превышающем половину значения предела текучести исследуемого сплава  $\sigma_0$ .

Испытания компактных образцов проводились на специализированной испытательной машине Vi-00-201/TRI-900L Plug-n-Play Test System при гармоническом нагружении с частотой 10 Гц при комнатной 23°C и повышенной 300°C и 370°C температурах. Максимальное значение усилия, прикладываемого к образцу, составляло 7 кН при коэффициенте асимметрии цикла нагружения  $R=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}=0.1$ . В процессе испытаний непрерывно осуществлялся контроль обрабатываемых усилий и перемещений силовых нагружателей испытательной установки.



**Рис. 2.4.1.** Блок-схема реализации методики определения скорости роста трещин на цилиндрических образцах



Испытания по определению скорости роста трещины состоят в последовательном измерении через определенные промежутки времени длины ( $a$ ) развивающейся трещины и соответствующего количества циклов нагружения ( $N$ ). Вопрос автоматизации процесса измерения длины трещины становится особенно актуальным в случаях высоких температур, когда непосредственное наблюдение поверхности образца является невозможным. Поэтому регистрация роста трещины в компактных образцах осуществлялась с использованием метода разности электрических потенциалов (DCPD) (рис. 2.3.8 - 2.3.9).

Особенность регистрации длины трещины по методу разности электрических потенциалов состоит в необходимости установления корреляционных зависимостей текущих показаний напряжений ( $V$ , мВ) и соответствующей длины трещины ( $a$ , мм) в компактном образце. Исходной информацией для расчета длины трещины является непрерывная автоматизированная запись разности электрических потенциалов как функции накопленного количества циклов нагружения.

Далее согласно методике обработки исходных данных, описанной в стандарте ASTM E647, устанавливается зависимость текущих показаний напряжений от соответствующей длины трещины используя следующие формулы:

$$V/V_r = A_0 + A_1(a/W) + A_2(a/W)^2 + A_3(a/W)^3 \quad (2.5.1)$$

где  $V$  - текущее показание напряжений DCPD,  $V_r$  - значение напряжений для относительной длины трещины,  $a$  - длина трещины,  $w$  - ширина образца,  $A_i$  - константы уравнения. Для интерпретации скорости роста трещины использовалась обратная зависимость типа:

$$a/W = B_0 + B_1(V/V_r) + B_2(V/V_r)^2 + B_3(V/V_r)^3 \quad (2.5.2)$$

В результате обработки этих данных с учетом прямой тарировки показаний DCPD по отношению к длине трещины была получена зависимость размера трещины от количества циклов нагружения при заданной амплитуде напряжений. На основе этих данных для каждой из рассматриваемых температур вычислялась скорость роста трещины как прирост длины трещины  $da$  за один цикл нагружения  $v=da/dN$ .

Последующая интерпретация экспериментальных данных предполагает постановку в соответствие каждому текущему значению скорости развития трещин соответствующее значение параметра, характеризующего напряженно-деформированное состояние в ее вершине. Для интерпретации скорости роста трещины в настоящей работе использовались коэффициенты интенсивности напряжений. Для компактного образца расчет упругого КИН осуществлялся по следующей формуле:

$$K_{\max} = \frac{P_{\max}}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4) \quad (2.5.3)$$

где  $\alpha = a/w$  относительная длина трещины,  $B$  - толщина образца,  $P_{\max}$  - максимальная нагрузка в цикле нагружения.

В результате обработки первичных кривых роста трещин строятся диаграммы усталостного разрушения в двойных логарифмических координатах для каждой температуры испытаний. В завершающей части интерпретации результатов испытаний на скорость роста трещины определялись параметры уравнения Париса [141], которое описывает линейный участок диаграммы усталостного разрушения

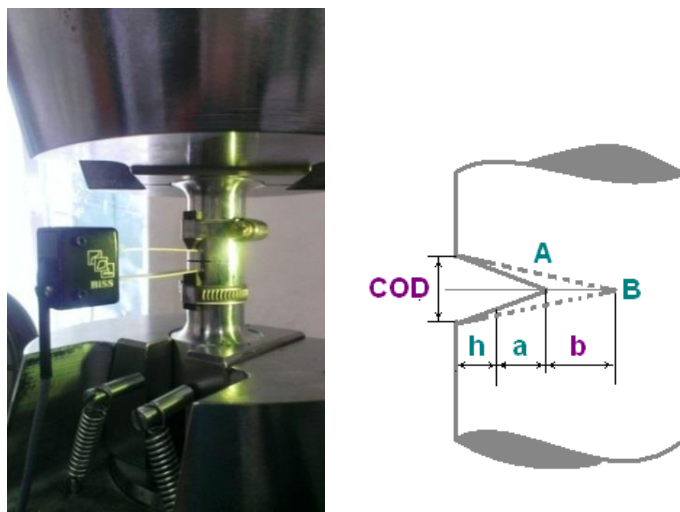
$$\frac{da}{dN} = C(K_{eqv})^m \quad . \quad (2.5.4)$$

где  $C$  и  $m$  искомые характеристики сопротивления материала росту трещины. Полученные по данному методу экспериментальные константы  $C$  и  $m$ , описывающие закономерности роста трещин в титановом сплаве в диапазоне от комнатной до повышенных температур, являются основой для прогнозов остаточной долговечности и длительности безопасной эксплуатации элементов конструкций газотурбинных установок [51].

## **2.6. Первичные экспериментальные данные развития трещин при циклическом нагружении**

В настоящем разделе представлены первичные данные, полученные в результате испытаний полых цилиндрических образцов из алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при циклическом нагружении, которые являются основой для последующих

расчетов упругих и пластических параметров сопротивления разрушению в форме коэффициентов интенсивности напряжений, необходимые для интерпретации опытных данных. Порядок их определения описан в предыдущих разделах 2.3-2.4.



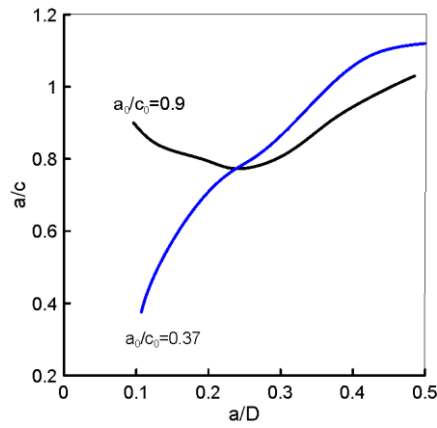
**Рис. 2.6.1.** Измерение COD и параметры несквозной трещины

Во время испытаний полых цилиндрических образцов раскрытие трещины измерялось на внешней поверхности образца в месте расположения исходного надреза с помощью соответствующего датчика COD, как показано на рис. 2.6.1. Путем изменения амплитуды напряжений во время заданного количества циклов нагружения на поверхности разрушения цилиндрических образцов были получены визуально обнаруживаемые маркеры положения фронта трещины. На рисунках 2.6.2 и 2.6.3 показаны типичные положения фронта развивающейся трещины при растяжении и кручении, соответственно. По полученным таким образом формам фронтов трещины экспериментально определена взаимосвязь между соотношениями полуосей развивающейся трещины  $a/c$  и относительной глубины трещины  $a/D$ , которая представлена на рис. 2.6.2б. Путем периодических измерений длины трещины на поверхности  $\Delta b$  получены характеристики изменения скорости роста трещины на поверхности  $db/dN$ . Экспериментальные зависимости между  $a/c$  и  $a/D$  положены в основу определения скорости роста трещины  $da/dN$  в недоступной для измерений наиболее глубокой точке фронта развивающейся полуэллиптической трещины.

На основе автоматизированных измерений раскрытия берегов трещины по циклам нагружения (рис. 2.6.1) установлены корреляции этих измерений с положением длины трещины для фиксированных циклов нагружения в диапазоне температур (рис. 2.6.4).


 $a_0/c_0 = 0.9$ 

а)



б)


 $a_0/c_0 = 0.37$ 

в)

Рис. 2.6.2. Соотношения полуосей трещины для различных исходных надрезов



а)



б)



в)

Рис. 2.6.3. Траектория развития трещины при кручении для (а) поперечного и (б, в) продольного расположения исходного надреза

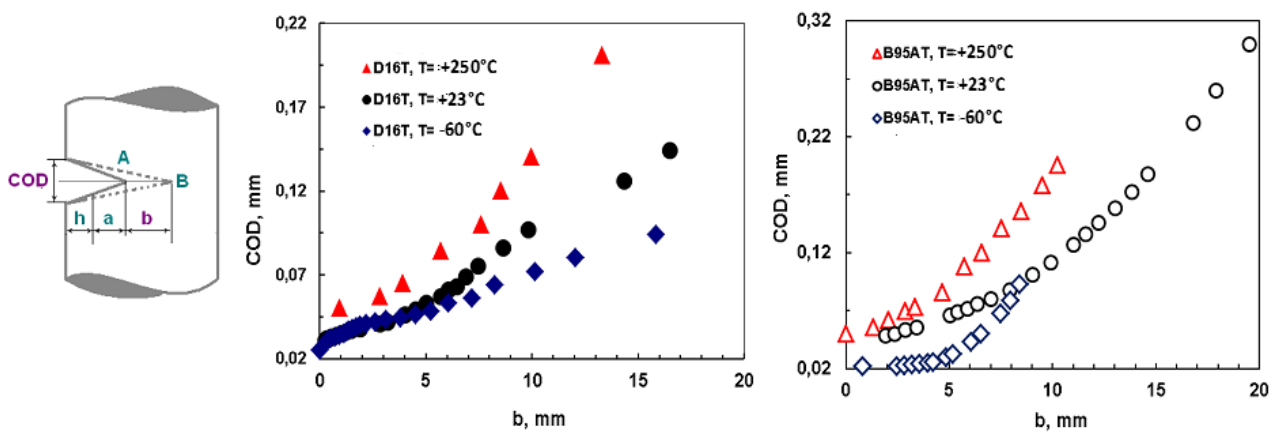
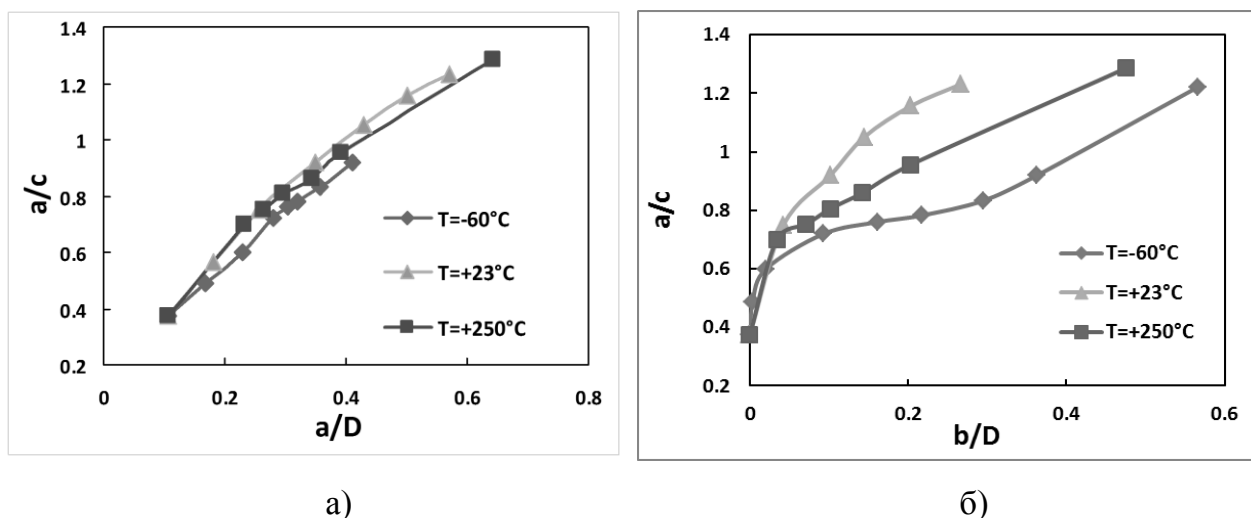


Рис. 2.6.4. Зависимости раскрытия от размера трещины на боковой поверхности для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$

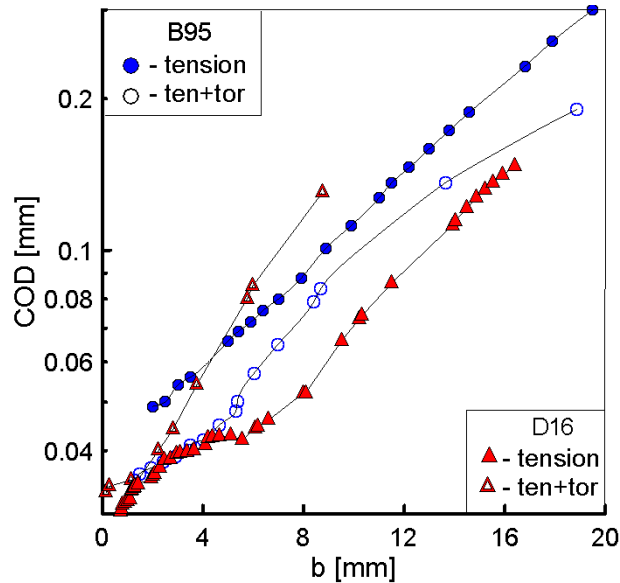


**Рис. 2.6.5.** Соотношения полуосей трещины для различных температур в зависимости от (а) относительной глубины трещины  $a/D$  и (б) относительной длины трещины  $b/D$  для сплава Д16ЧАТ

Как следует из представленных данных, температура испытаний существенно влияет на характер зависимости раскрытия берегов трещины COD от размера дефекта  $b$  на поверхности цилиндрического образца. Описание полученных экспериментальных данных зависимости раскрытия берегов трещины от длины трещины на поверхности для каждой температуры осуществлено полиномами высших порядков. Таким образом, для каждого цикла нагружения предоставляется возможность определить величину приращения длины трещины на поверхности  $\Delta b$  и получить характеристики изменения скорости роста трещины на поверхности  $db/dN$ . В свою очередь, для определения скорости роста трещины  $da/dN$  в недоступной для измерений наиболее глубокой точке фронта развивающейся полуэллиптической трещины, будут использованы экспериментальные зависимости, представленные на рис. 2.6.5. По полученным формам фронтов трещин на фрактограммах разрушения с помощью инструментального оптического микроскопа определены зависимости соотношений полуосей развивающейся трещины  $a/c$  от относительной глубины  $a/D$  и длины  $b/D$  трещины для сплава Д16ЧАТ (рис. 2.6.5).

На рис. 2.6.6 представлены экспериментальные зависимости между раскрытием (COD) и длиной трещины на поверхности  $b$  для случаев чистого растяжения и комбинации растяжения и кручения. Как следует из представленных данных, наложение циклического кручения на циклическое растяжение влияет на характер зависимости COD от  $b$ , которая также зависит от свойств материала. Тем не менее, существует корреляция между этими двумя параметрами, которая может быть полезна для

автоматизации экспериментальных исследований при сложном напряженном состоянии. На основании экспериментальных данных, описание зависимости раскрытия берегов трещины от длины трещины на поверхности может быть представлено в виде соответствующего полинома. Также установлено, что вне зависимости от геометрии начального надреза, при относительной глубине трещины происходит стабилизация формы ее фронта.



**Рис. 2.6.6.** Зависимость COD от длины трещины на поверхности полых образцов для различных условий нагружения

Таким образом, в настоящей главе изложены методика выполнения всего комплекса экспериментальных исследований на полых цилиндрических образцах при различных видах нагружения в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  испытаний, а также на компактных образцах при внецентренном растяжении. Представлены первичные экспериментальные данные, являющиеся основой последующих численных расчетов.

### **ГЛАВА 3. МЕТОДЫ И ЧИСЛЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРУШЕНИЮ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ**

Основная цель исследования характеристик циклической трещиностойкости материалов состоит в установлении зависимости скорости роста трещины от параметра, характеризующего напряженно-деформированное состояние в области ее вершины. В настоящей главе представлены результаты расчетов упругих и пластических параметров полей напряжений в вершине трещины в зависимости от вида нагружения, относительной длины и ориентации трещины при различных комбинациях вида деформирования, расположения дефекта и температуры испытаний. Параметры напряженно-деформированного состояния в области вершины трещины в полых цилиндрических образцах и компактных образцах определялись на основе численных решений по методу конечных элементов. К набору определяемых параметров, кроме собственно полей напряжений и деформаций, относятся упругие КИН, пластический КИН, управляющий параметр полей параметров НДС в форме  $I_n$ -интеграла и зона процесса разрушения. Результаты выполненных исследований, представленные в настоящей главе, будут использованы в порядке интерпретации скорости роста трещин в полых цилиндрических образцах и компактных образцах при различных видах нагружения, представленных в таблице 2.1 предыдущей главы.

#### **3.1. Основные механические характеристики прочности и деформирования алюминиевых (Д16ЧАТ, В95АТ1) и титанового (ВТ3-1) сплавов в диапазоне от отрицательных до повышенных температур**

Объектами экспериментальных исследований в настоящей работе являлись классические авиационные алюминиевые сплавы Д16ЧАТ, В95АТ1 и титановый сплав ВТ3-1. Необходимо отметить, что именно исходной информацией для выполнения программы упругих и упруго-пластических расчетов является комплекс основных механических характеристик сопротивления деформированию и разрушению при монотонном статическом нагружении. Для его определения, были изготовлены гладкие цилиндрические образцы из алюминиевых сплавов Д16ЧАТ, В95АТ1 и титанового сплава ВТ3-1. Данные сплавы широко используются в конструкциях планера и двигателя летательных аппаратов. Испытания проводились при отрицательной ( $-60^{\circ}\text{C}$ ), комнатной

(+23°C) и повышенной (+250°C ÷ +370°C) температурах. Диапазон рассматриваемых в работе температур был выбран в соответствии с условиями эксплуатации авиационной техники. Определение основных механических характеристик алюминиевых сплавов при различных температурах проведено согласно ГОСТ 1497-84, международным стандартам ASTM E8 и ASTM E21. Полученные результаты для алюминиевых сплавов приведены в таблице 3.1.1, где  $E$  - модуль упругости,  $\sigma_{0.2}$  - предел текучести,  $\sigma_b$  - предел прочности,  $S_k$  - истинное сопротивление отрыву,  $\delta$  - относительное удлинение,  $\psi$  - относительное сужение,  $\alpha$  и  $n$  - параметры упрочнения материала по модели Рамберга-Осгуда.

**Таблица 3.1.1.** Основные механические свойства сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при нормальной, повышенной и пониженной температурах

Марка сплава	Условия испытаний	$\sigma_{0.2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$S_k$ , МПа	$E$ , ГПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$n$	$\alpha$
Д16ЧАТ	+23°C	439	590	645	75.922	9	9	5.86	1.54
		438	598	686	77.191	12	13	5.86	1.54
	+250°C	294	339	371	75.246	3.7	27	8.39	1.44
	-60°C	386	525	593	78.803	16	17	5.32	2.56
		425	565	672	82.824	14	16	5.32	2.56
	В95АТ1	+23°C	513	581	764	76.203	12	36	10.37
527			591	785	74.345	16	37	10.37	1.44
+250°C		393	398	436	73.714	4.5	36	12	1.22
		437	446	492	71.759	5.7	37	12	1.22
-60°C		442	604	658	77.734	11	11	7.71	1.64
		570	637	731	74.135	10	15	7.71	1.64

Титановые сплавы часто используются в высоконагруженных деталях роторов и турбин. Прочностные свойства титанового сплава ВТ3-1 были определены в соответствии со стандартом ASTM E8 и ASTM E21. Основные механические характеристики титанового сплава приведены в таблице 3.1.2.

Исходя из целей настоящего исследования по определению характеристик циклической трещиностойкости при сложном напряженном состоянии в дополнении к



стандартным испытаниям при монотонном одноосном растяжении проведены эксперименты по определению прочности при различных видах двухосного нагружения. Эти испытания проведены при монотонном статическом нагружении на гладких полых цилиндрических образцах изготовленных из алюминиевого сплава Д16ЧАТ с толщиной стенки 1 мм (рис. 2.2.1) при комнатной температуре. Эксперименты выполнены при простых видах напряженного состояния (растяжение, сжатие и внутреннее давление) и при сложном напряженном состоянии, включающем их комбинации. Всего было исследовано 6 сочетаний осевой силы (растяжение/сжатие), крутящего момента и внутреннего давления. Скорость приложения каждого фактора силового воздействия подбиралась из условия обеспечения пропорционального нагружения. В процессе каждого эксперимента производилась автоматизированная запись между нагрузкой и соответствующей компонентой нормальных и сдвиговых перемещений.

**Таблица 3.1.2.** Основные свойства сплава ВТ3-1 при нормальной и повышенной температурах

Свойства сплава ВТ3-1	+23°C	+300°C	+370°C
Предел текучести $\sigma_{0.2}$ , [МПа]	1004.49	753.26	699.1
Предел прочности $\sigma_B$ , [МПа]	1073.04	889.0	856.72
Истинное сопротивление отрыву $S_k$ , [МПа]	1602.0	1515.0	1500.43
Модуль упругости $E$ , [МПа]	100098.6	96071.43	97553.8
Показатель деформационного упрочнения $n$	12.88	8.915	8.43
Коэффициент деформационного упрочнения $\alpha$	1.11	0.9904734	0.974
Плотность $\rho$ [кг/м <sup>3</sup> ]	4500	4500	4500
Относительное сужение $\psi$ , [%]	46.2	55.5	55.2

В таблице 3.1.3 приведены значения предельных величин осевой силы  $P_{\max}$ , крутящего момента  $M_{\max}$  и внутреннего давления  $q_{\max}$  для каждого варианта простого и комбинированного нагружения гладких полых цилиндрических образцов. По величинам этих силовых факторов рассчитаны компоненты нормальных ( $\sigma_{zz}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{rr}$ ) и касательных ( $\sigma_{z\varphi}$ ) напряжений на внутреннем и внешнем радиусах полого цилиндра.

Все данные представлены в условных упругих номинальных напряжениях. Компоненты напряжений таблицы 3.1.3 получены по формулам таблицы 3.1.4.

**Таблица 3.1.3.** Результаты статических испытаний полых тонкостенных образцов

	$q$ , МПа	$P_{max}$ , kN	Мкр, N*m	Диаметр обр.		$\sigma_{\phi\phi}$ , МПа		$\sigma_{zz}$ , МПа		$\sigma_{z\phi}$ , МПа		Скорость нагружения [kN/c] [Nm/c] [MPa/c]
				$D_0$ , mm	$D_1$ , mm	$R_0$	$R_1$	$R_0$	$R_1$	$R_0$	$R_1$	
Растяжение	0	17,42	0	10	11,97	0	0	512,52	512,52	0	0	0,192
Внутреннее давление	75	14,72	0	10	12,07	403,33	328,33	328,33	328,33	0	0	0,192
	72,5	14,23	0	10	12,07	389,89	317,39	317,39	317,39	0	0	0,192
Сжатие	0	-17,04	0	10	12	0	0	-493,66	-493,66	0	0	0,192
	0	-17,84	0	10	12	0	0	-516,49	-516,49	0	0	0,192
Растяжение+ кручение+ внутреннее давление	17,48	18,29	5,32	10	11,9	101,55	84,06	601,78	601,78	26,97	32,1	0,192 0,0527 0,180
Сжатие+ кручение+ внутреннее давление	19,48	-16,95	4,71	10	11,98	109	89,09	-451,2	-451,2	22,82	27,34	0,192 0,0527 0,216
	20,82	-18,3	5,24	10	11,98	116,51	95,69	-487,67	-487,67	26,22	31,41	0,192 0,0527 0,216
	29,65	-17,41	4,48	10	11,98	165,95	136,29	-441,4	-441,4	24,26	29,06	0,192 0,0527 0,216
Сжатие+ внутреннее давление	19,76	-17,34	0	10	11,94	112,63	92,86	-472,54	-472,54	0	0	0,192 0,216
	23,71	-17,62	0	10	11,88	139,03	115,31	-488,05	-488,05	0	0	0,192 0,216

**Таблица 3.1.4.** Формулы для расчета компонент номинальных напряжений

	$\sigma_{zz}$	$\sigma_{rr}$	$\sigma_{\phi\phi}$	$\sigma_{z\phi}$
внешний радиус, $R_1$	$\frac{qR_0^2}{R_1^2 - R_0^2} + P/S$	0	$\frac{2qR_0^2}{R_1^2 - R_0^2}$	$\frac{2MR_1}{\pi(R_1^4 - R_0^4)}$
внутренний радиус, $R_0$	$\frac{qR_0^2}{R_1^2 - R_0^2} + P/S$	$-q$	$\frac{qR_0^2}{R_1^2 - R_0^2} \left(1 + \frac{R_1^2}{R_0^2}\right)$	$\frac{2MR_0}{\pi(R_1^4 - R_0^4)}$

Представленные результаты дают наглядную иллюстрацию влияния вида напряженного состояния на предельные значения разрушающих напряжения с учетом их градиента по толщине стенки цилиндрического образца.

### 3.2. Модели и параметры локального упруго-пластического НДС во фронте трещины и зона процесса разрушения

Для расчета параметров сопротивления циклическому разрушению при интерпретации скорости роста усталостной трещины и прогнозирования остаточной долговечности элементов конструкций, рассмотрим упругие и пластические модели

полей напряжений и деформаций во фронте трещины, которые были положены в основу определения соответствующих коэффициентов интенсивности напряжений. При этом внимание будет уделено на общую формулировку смешанных форм деформирования и разрушения, которые имели место при испытаниях образцов в условиях сложного напряженного состояния и наблюдались в качестве эксплуатационных типов повреждений элементов вращающихся дисков турбомашин.

*Упругое напряженно-деформированное состояние.*

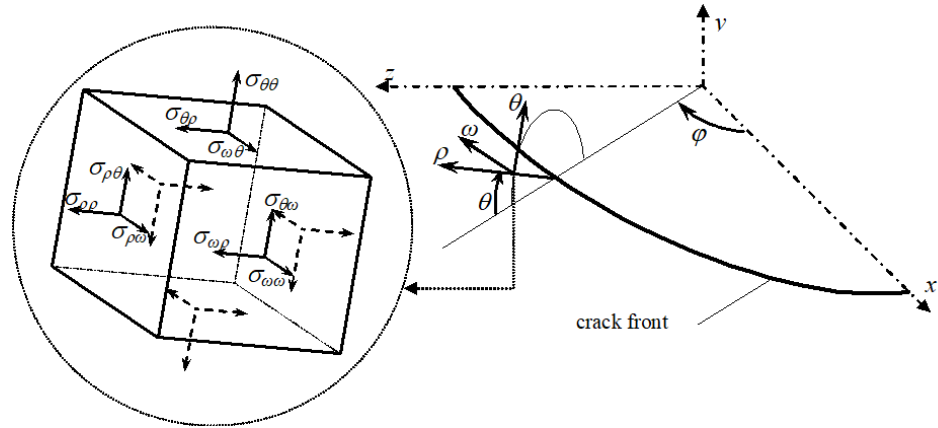
Трехмерные упругие поля напряжений и перемещений в области вершины трещины для условий смешанных форм нагружения имеют вид [154]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{xx} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left[ 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right], \\ \sigma_{yy} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}, \\ \sigma_{xy} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \frac{K_2}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right], \\ \sigma_{yz} = \frac{K_3}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2}, \quad \sigma_{zx} = -\frac{K_3}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2}, \quad \sigma_{zz} = -\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}), \end{array} \right. \quad (3.2.1)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} u = \frac{K_1}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ \frac{1}{2}(k-1) + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] + \frac{K_2}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left[ \frac{1}{2}(k+1) + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] + \\ + \frac{(1-\eta)\sigma}{8G} \left\{ r \left[ \cos(\theta+2\alpha) + k \cos(\theta-2\alpha) - 2 \sin \theta \sin 2\alpha \right] \right\} \\ v = \frac{K_1}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left[ \frac{1}{2}(k+1) - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] + \frac{K_2}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ \frac{1}{2}(1-k) + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] + \\ + \frac{(1-\eta)\sigma}{8G} \left\{ r \left[ \sin(2\alpha-\theta) + k \sin(2\alpha+\theta) - 2 \sin \theta \cos 2\alpha \right] \right\} \\ w = \frac{2K_3}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \end{array} \right. \quad (3.2.2)$$

где  $\sigma_{ij}$  ( $i, j = 1, 2, 3$ ) компоненты тензора напряжений и  $u, v, w$  - компоненты перемещений в Декартовой системе координат;  $r, \theta$  - компоненты локальной полярной системы координат;  $K_1, K_2, K_3$  - упругие коэффициенты интенсивности напряжений для форм

нормального отрыва, продольного и поперечного сдвига;  $\sigma$  - номинальные напряжения;  $\alpha$  - угол ориентации исходной плоскости расположения трещины;  $\eta$  - коэффициент двухосности номинальных напряжений;  $G=E/2(1+\nu)$ ;  $\kappa=(3-4\nu)$  - для плоской деформации,  $\kappa=(3-\nu)/(1+\nu)$  - для плоского напряженного состояния;  $E$  - модель Юнга.



**Рис. 3.2.1.** Локальная полярная система координат во фронте полуэллиптической трещины

В дальнейших расчетах необходимо будет последовательно перейти от компонент напряжений в Декартовой системе  $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz})$  к компонентам в эллиптической системе координат  $(\phi, \xi, \psi)$ , связанной с фронтом трещины, а затем к локальной полярной системе координат  $(\rho, \theta, \omega)$  в заданном сечении фронта трещины, как это показано на рис.3.2.1. Соответственно, компоненты напряжений  $(\sigma_{\phi\phi}, \sigma_{\psi\psi}, \sigma_{\xi\xi}, \sigma_{\phi\psi}, \sigma_{\psi\xi}, \sigma_{\phi\xi})$  и  $(\sigma_{\rho\rho}, \sigma_{\theta\theta}, \sigma_{\omega\omega}, \sigma_{\rho\theta}, \sigma_{\rho\omega}, \sigma_{\theta\omega})$  в этих системах координат определяются с помощью следующих последовательных преобразований:

$$\begin{cases} \sigma_{\phi\phi} = \sigma_{xx} \cos^2 \phi + \sigma_{zz} \sin^2 \phi + 2\sigma_{zx} \sin \phi \cos \phi; \\ \sigma_{\psi\psi} = \sigma_{yy}; \\ \sigma_{\xi\xi} = \sigma_{zz} \cos^2 \phi + \sigma_{xx} \sin^2 \phi - 2\sigma_{zx} \sin \phi \cos \phi; \\ \sigma_{\phi\psi} = \sigma_{xy} \cos \phi + \sigma_{yz} \sin \phi; \\ \sigma_{\psi\xi} = \sigma_{yz} \cos \phi - \sigma_{xy} \sin \phi; \\ \sigma_{\phi\xi} = (\sigma_{zz} - \sigma_{xx}) \sin \phi \cos \phi + \sigma_{zx} (\cos^2 \phi - \sin^2 \phi) \end{cases} \quad (3.2.3)$$

$$\begin{cases} \sigma_{\rho\rho} = \sigma_{\varphi\varphi} \cos^2 \theta + \sigma_{\psi\psi} \sin^2 \theta + 2\sigma_{\varphi\psi} \sin \theta \cos \theta, \\ \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\varphi\varphi} \cos^2 \theta + \sigma_{\psi\psi} \sin^2 \theta - 2\sigma_{\varphi\psi} \sin \theta \cos \theta, \\ \sigma_{\omega\omega} = \sigma_{\xi\xi}, \\ \sigma_{\rho\theta} = (\sigma_{\psi\psi} - \sigma_{\varphi\varphi}) \sin \theta \cos \theta + \sigma_{\varphi\psi} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta), \\ \sigma_{\rho\omega} = \sigma_{\psi\xi} \cos \theta - \sigma_{\xi\varphi} \sin \theta, \\ \sigma_{\omega\rho} = \sigma_{\psi\xi} \cos \theta + \sigma_{\xi\varphi} \sin \theta. \end{cases} \quad (3.2.4)$$

Упругие коэффициенты интенсивности напряжений для смешанных форм деформирования и разрушений  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$ , входящие в системы уравнений (3.2.1) и (3.2.2), имеют структуру (2.4.2) и допускают суперпозицию при их определении с использованием сводки формул (3.2.1-3.2.4) по результатам численных расчетов в соответствующей постановке.

*Упругопластическое напряженно-деформированное состояние.*

Согласно решению Хатчинсона-Райса-Розенгрена (ХРР) [116, 117] поля напряжений, пластических деформаций и перемещений связаны с нелинейной сингулярностью  $\bar{r}^{-1/(n+1)}$  в следующем виде:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{ij}^p(r, \theta) &= \bar{K}_p \bar{r}^{\frac{-1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}^p(\theta) \\ \bar{\varepsilon}_{ij}^p(r, \theta) &= \alpha_p \bar{K}_p^n \bar{r}^{\frac{-n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}^p(\theta) \\ \bar{u}_i^p(r, \theta) &= \alpha_p \bar{K}_p^n \bar{r}^{\frac{n}{n+1}} \tilde{u}_i^p(\theta) \end{aligned} \quad (3.2.5)$$

где  $K_p$  – это пластический КИН или амплитуда пластической сингулярности [117, 157],  $\bar{r} = r/L$  – нормированное расстояние до вершины трещины, где  $L$  – характерный размер тела с трещиной,  $\tilde{\sigma}_{ij}$ ,  $\tilde{\varepsilon}_{ij}$  и  $\tilde{u}_i$  безразмерные функции полярного угла  $\theta$  и показателя упрочнения  $n$ . Как правило, в нелинейной механике разрушений, компоненты тензора напряжений отнесены к пределу текучести материала  $\bar{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij}/\sigma_0$ , а безразмерные угловые функции напряжений  $\tilde{\sigma}_{ij}^p(\theta)$  нормируются таким образом, чтобы

эквивалентные напряжения были равны единице  $\tilde{\sigma}_{e,\max}(\theta) = (3/2S_{ij}S_{ij})_{\max}^{1/2} = 1$ ,  $S_{ij}$  - девиатор тензора напряжений. В уравнениях (3.2.5)  $\bar{\alpha}_p$  и  $n$  – коэффициент и показатель деформационного упрочнения в линейно-степенной упруго-пластической модели поведения материала Рамберга-Осгуда

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E}, & \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{E} + \frac{\bar{\alpha}}{E} \sigma_0 \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (3.2.6)$$

где  $\sigma_0$  предел текучести при одноосном растяжении. В работах Шлянникова и Туманова [71, 155, 157] разработана теория, численные методы и алгоритмы определения безразмерных компонент напряжений, пластических деформаций и перемещений  $\tilde{\sigma}_{ij}$ ,  $\tilde{\varepsilon}_{ij}$  и  $\tilde{u}_i$  для плоских и трехмерных упруго-пластических задач смешанных форм разрушения, которые будут использованы в настоящей работе.

*Пластический коэффициент интенсивности напряжений.*

Необходимо отметить, что при упруго-пластическом деформировании принцип суперпозиции не применим по определению и амплитуда сингулярности в форме нелинейного коэффициента интенсивности напряжений  $\bar{K}_p$  для смешанных форм деформирования в условиях маломасштабной текучести может быть непосредственно определена, используя  $J$ -интеграл Райса:

$$\bar{J}_f = \frac{\sigma_0^2 w}{E} \int_{\Gamma} (\bar{W}_f dy - \bar{\sigma}_{ij} n_j \bar{u}_{i,x} ds), \quad (3.2.7)$$

где  $\bar{W}_f$  безразмерная плотность энергии деформации,  $\Gamma_2$  – контур вокруг вершины трещины, начинающийся с нижней поверхности трещины и заканчивающийся на верхней поверхности,  $s$  – длина дуги,  $n_i$  – внешний единичный вектор, направленный по нормали к контуру, и  $\bar{u}_i = u_i E / \sigma_0 w$  - нормированные перемещения. В уравнении (3.2.7)

$W_f$  соответствует плотности энергии деформации, определяемой через компоненты упруго-пластических напряжений

$$\bar{W}_f = \left\{ \frac{1+\nu}{3} \bar{\sigma}_e^2 + \frac{1-2\nu}{6} \bar{\sigma}_{kk}^2 + \frac{\bar{\alpha}n}{n+1} \bar{\sigma}_e^{n+1} \right\} \quad (3.2.8)$$

где эквивалентные по Мизесу напряжения  $\bar{\sigma}_e = \sigma_e / \sigma_0$  и гидростатические напряжения  $\bar{\sigma}_{kk} = \sigma_{kk} / \sigma_0$  нормированы на предел текучести. Для контура интегрирования  $\Gamma_2$  расположенного в пластической области вершины трещины выражение для  $J_f$  получается путем подстановки уравнений (3.2.5) в формулу (3.2.7) что приводит к следующему равенству в терминах пластического КИН  $\bar{K}_p$  и управляющего параметра состояния в форме  $I_n$ -интеграла (2.4.5-2.4.6)

$$\int_{\Gamma_2} (\bar{W}_f dy - \bar{\sigma}_{ij} n_j \bar{u}_{i,x} ds) = \bar{\alpha} (\bar{K}_M^p)^{n+1} \bar{r}^{(n+1)(s-2)+1} \cdot I_n(\theta^*) \quad (3.2.9)$$

Шлянников и Туманов [157] предложили определять  $I_n$ -интеграл на основе конечно-элементного анализа, используя значения узловых безразмерных компонент упруго-пластических напряжений  $\tilde{\sigma}_{ij}$  и перемещений  $\tilde{u}_i$ . Численные результаты, касающиеся поведения  $I_n$ -интеграла для самых популярных в механике разрушений геометрий экспериментальных образцов, а также реальных элементов конструкций были описаны в работах авторов [161, 162, 165, 171].

Известно, что  $J$ -интеграл обладает свойством независимости от пути интегрирования, т.е. для контуров обхода вершины трещины, расположенных непосредственно в пластической области и в упругой зоне на удалении от вершины трещины, числовые значения этого интеграла равны между собой. Тогда справедливым является равенство

$$J_1 = \frac{1}{E^*} (K_1^2 + K_2^2) + \frac{1}{2G} K_3^2 = \int_{\Gamma_2} (\bar{W} dy - \bar{\sigma}_{ij} n_j \bar{u}_{i,x} ds) = \frac{\bar{\alpha} \sigma_0^2}{E} (\bar{K}_M^p)^{n+1} \bar{r}^{(n+1)(\lambda-2)+1} \cdot I_n(\theta^*) \quad (3.2.10)$$

которое можно разрешить относительно искомого пластического коэффициента интенсивности напряжений  $\bar{K}_p$

$$\bar{K}_M^P = \left[ \left( \frac{K_{eqv}}{\sigma_0^2} \right) \frac{1}{\bar{\alpha} I_n(\theta^*) L} \right]^{\frac{1}{n+1}} \quad (3.2.11)$$

Входящий в уравнение (3.2.11) эквивалентный упругий коэффициент интенсивности напряжений  $K_{eqv}$  определяется выражением (2.4.1). Таким образом, уравнения (2.4.1) и (3.2.11) предоставляют возможность определения значений эквивалентных упругих  $K_{eqv}$  и пластических КИН  $\bar{K}_p$  на основе численных результатов МКЭ в порядке интерпретации экспериментальных результатов по скорости роста трещин при сложном напряженном состоянии и прогнозирования остаточной долговечности элементов конструкций.

#### *Зона процесса разрушения*

Предметом экспериментальных исследований и численного анализа в настоящей работе являются процессы развития трещин при циклическом деформировании. Одной из важных составляющих подобных работ в механике трещин является определение характеристического (критического) расстояния или так называемого размера зоны процесса разрушения [67, 163]. По физическому смыслу размер зоны процесса разрушения соответствует приращению длины трещины в элементарном акте разрушения. Главное предположение относительно критического расстояния при циклическом нагружения состоит в том, что приращение трещины происходит тогда, когда параметр сопротивления разрушению (напряжение, деформация или энергия) достигает критического значения на определенном характеристическом расстоянии от вершины трещины.

Локальные процессы разрушения в области вершины трещины происходят как правило в условиях нелинейного циклического деформирования, подпадающего под определение малоциклового усталости. Соответственно, для того чтобы учесть влияние разгрузки, перегрузки и циклического нагружения, конституционные уравнения Рамберга-Осгуда, описывающие поведения материала при монотонном статическом



деформировании (3.2.6), должны быть преобразованы для тела с трещиной, подвергнутого циклическому нагружению, когда максимальные величины параметров должны принимать амплитудные значения [159]

$$K_I \rightarrow \Delta K_I, \bar{K}_P \rightarrow \Delta \bar{K}_P, \sigma_n \rightarrow \Delta \sigma_n, \varepsilon \rightarrow \Delta \varepsilon, \quad (3.2.12)$$

а константы материала переопределяться для ситуации малоциклового деформирования

$$n_p \rightarrow n', \sigma_0 \rightarrow \sigma'_0, \alpha_p \rightarrow \alpha' \quad . \quad (3.2.13)$$

В формулах (3.2.12 - 3.2.13)  $\Delta K_I$  и  $\Delta K_P$  - диапазон упругих и пластических КИН;  $\sigma_n$  - номинальные напряжения,  $\varepsilon$  - деформации,  $\sigma'_0$  - циклический предел текучести материала,  $n$  - статический показатель деформационного упрочнения,  $n'$  - циклический показатель деформационного упрочнения,  $\alpha_p$  - статический коэффициент деформационного упрочнения,  $\alpha'$  - циклический коэффициент деформационного упрочнения. Соответственно, пластический КИН будет иметь выражение

$$\bar{K}_M^P = \left[ \left( \frac{K_{eqv}}{\sigma_0^2} \right) \frac{1}{\bar{\alpha}' I_n^f (\theta^*) L} \right]^{\frac{1}{n'+1}} \quad (3.2.14)$$

где  $I_n^f$  численный параметр упруго-пластического поля напряжений и деформаций в области вершины трещины для условий малоциклового усталости [158]. Очевидно, что упругий коэффициент интенсивности напряжений  $K_{eqv}$  останется без изменений.

Важной составляющей формулировки  $J$ -интеграла, который положен в основу определения линейных и нелинейных КИН, является параметр плотности энергии деформации  $W_f$  (3.2.8). В настоящем разделе мы будем его использовать для определения характеристического расстояния или размера зоны процесса разрушения при малоцикловом нагружении сохраняя логику конституционных уравнений нелинейного деформирования предыдущих разделов.

В предыдущих исследованиях [103, 106] было показано, что при циклическом деформировании полная энергия деформации  $\Delta W_c$  представляет собой сумму упругой энергии  $\Delta W_E$  и энергии пластического деформирования  $\Delta W_P$ :

$$\Delta W_c = \Delta W_E + \Delta W_P \quad (3.2.15)$$

Уравнение (3.2.15) может быть переписано в общем виде в терминах плотности энергии деформации как:

$$\frac{d(\Delta W_c)}{dV} = \int_0^{\Delta \varepsilon_{ij}} \Delta \sigma_{ij} d(\Delta \varepsilon_{ij}) \quad (3.2.16)$$

где  $\sigma_{ij}$  и  $\Delta \varepsilon_{ij}$  компоненты напряжений и размаха деформаций, соответственно,  $dV = dx dy dz$  объем элемента. Упругое и пластическое слагаемые полной плотности энергии деформации могут быть представлены в соответствии с подходом Шлянникова [167] следующими уравнениями:

$$\frac{d(\Delta W_E)}{dV} = \frac{\Delta K_{eqv}^2 (\kappa - 1)(1 + \nu)}{E 4\pi r} \quad (3.2.17)$$

$$\frac{d(\Delta W_P)}{dV} = \frac{\Delta K_{eqv}^2}{E} \frac{1}{r} \frac{n'}{n' + 1} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f L} \quad (3.2.18)$$

где  $\tilde{\sigma}_e(\theta, n')$  - нормированные эквивалентные напряжения,  $r$  – полярная координата,  $E$  – модуль Юнга,  $I_n^f$ -интеграл и упругий эквивалентный КИН  $K_{eqv}$  описываются уравнениями (2.4.5-2.4.6) и (2.4.1), соответственно.

При циклическом нагружении необратимая рассеиваемая энергия является функцией размаха напряжений и пластических деформаций, которая является площадью петли упруго-пластического гистерезиса и мерой плотности энергии поглощенной пластической деформации, для определения которой можно использовать уравнение Эллина [103]

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon_p = 4\sigma'_f\varepsilon'_f(2N_f)^{(b+c)} \quad (3.2.19)$$

где  $\varepsilon'_f$  и  $\sigma'_f$  предельные коэффициенты малоциклового усталости пластичности и прочности,  $b$  и  $c$  константы уравнений малоциклового усталости в напряжениях и деформациях, величины которых зависят от свойств материала.

Характеристическое расстояние или размер зоны процесса разрушения при малоцикловом нелинейном деформировании определяется из условия равенства полной локальной плотности энергии деформации в вершине трещины (3.2.15-3.2.18) ее предельному значению как свойству малоциклового усталости (3.2.19) в каждом элементарном акте разрушения для накопленного количества циклов нагружения  $N_f$  [158]. Для этого достаточно это равенство разрешить относительно радиальной координаты  $r$ :

$$\bar{r}_f = \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_0}\right)^2 (\bar{S}_1 + S_p) / \left[ 4 \frac{\sigma'_f\varepsilon'_f E}{\sigma_0^2} (2N_f)^{(b+c)} \right] \quad (3.2.20)$$

где упругие и пластические коэффициенты плотности энергии деформации представлены в [162]

$$\bar{S}_1 = \frac{(1+\nu)}{2} (a_{11}Y_1^2 + a_{12}Y_1Y_2 + a_{22}Y_2^2 + a_{33}Y_3^2); \quad (3.2.21)$$

$$\bar{S}_p = \frac{\alpha n'}{(n'+1)} \frac{\pi \tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f} \left( \frac{K_{eqv}}{\sigma_n \sqrt{\pi a}} \right)^2 \quad (3.2.22)$$

В уравнении (3.2.21)  $Y_{1,2,3}$  –  $K$ -тарировочные функции, учитывающие геометрию образца, вид нагружения и длину трещины соответствуют структуре упругих КИН (2.4.2):

$$K_1 = \sigma_n \sqrt{\pi a} \cdot Y_1(a/w); \quad K_2 = \sigma_n \sqrt{\pi a} \cdot Y_2(a/w); \quad K_3 = \sigma_n \sqrt{\pi a} \cdot Y_3(a/w) \quad (3.2.23)$$

В ситуациях, когда имеет место существенная депланация поверхности разрушения, необходимо учитывать угол девиации трещины  $\theta^*$  вдоль фронта трещины при смешанных формах деформирования, который приводит к изменению выражения для упругого эквивалентного коэффициента интенсивности напряжений:

$$K_{eqv}(\theta^*) = (1+\nu) \cos^2 \left( \frac{\theta^*}{2} \right) \left\{ \frac{(1-\nu)}{2} \left[ K_I^2 (1 + \cos \theta^*) - 4K_I K_{II} \sin \theta^* + K_{II}^2 (5 - 3 \cos \theta^*) \right] + K_{III}^2 \right\} \quad (3.2.24)$$

Таким образом, уравнение (3.2.20) и дополняющие его формулы (3.2.21-3.2.24) позволяют рассчитать и визуализировать кинетику накопления и развития повреждений в локальной зоне процесса малоциклового нелинейного деформирования. Уравнение (3.2.20) будет положено в основу модели прогнозирования скорости роста трещин и остаточной долговечности элементов конструкций, которое будет представлено в главе 5.

### **3.3. Расчетные схемы МКЭ полых цилиндрических образцов с поверхностными дефектами различной ориентации и компактных образцов со сквозными трещинами**

Современные подходы в механике разрушения подразумевают сочетание экспериментальных и численных исследований [90, 91, 170, 171, 185]. Данный параграф диссертационной работы посвящен формированию расчетных схем МКЭ объектов исследования. Будут рассмотрены полые цилиндрические образцы с поверхностными дефектами различной ориентации и компактные образцы с прямолинейным сквозным фронтом. Расчетам полей напряжений и деформаций, а также силовых, деформационных и энергетических параметров сопротивления разрушению на основе МКЭ посвящена обширная литература [16, 19, 20, 25, 54, 75, 98-100, 146, 147, 150, 166, 169, 170, 185, 187]. Подобные расчеты предполагают моделирование реальной трещины с учетом ее ориентации и расположения в испытательном образце и элементе конструкции. Этап моделирования является одним из самых трудоемких в последовательности расчетов.

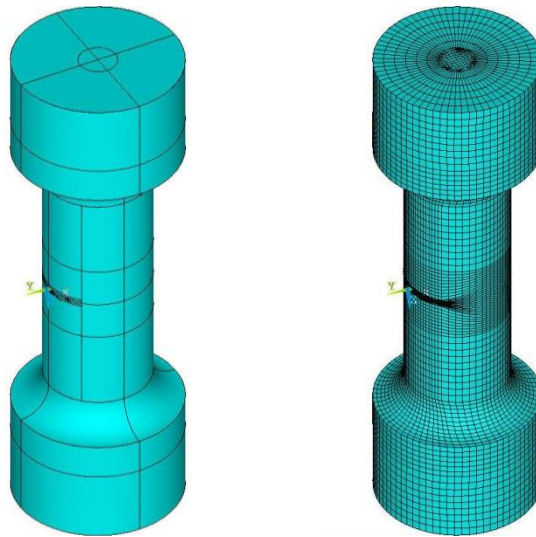
В соответствии с обоснованной во второй главе геометрией полых цилиндрических и компактных образцов, были сформированы расчетные схемы МКЭ, включающие в себя трещины в виде математического разреза. В случае полых цилиндрических образцов рассматривалось продольное и поперечное расположение дефекта. В случае компактных образцов – только поперечное расположение дефекта.

Основная часть численных расчетов выполнена с использованием МКЭ-комплекса ANSYS. Общий принцип, который использовался при генерации сетки конечных элементов для всех расчетных схемах – это значительное и плавное сгущение сетки у вершины трещины. При этом переход от относительно больших конечных элементов к элементам меньших размеров осуществлялся постепенно без резких изменений их размера. Исходя из этих требований, формировались расчетные схемы исследуемых образцов.

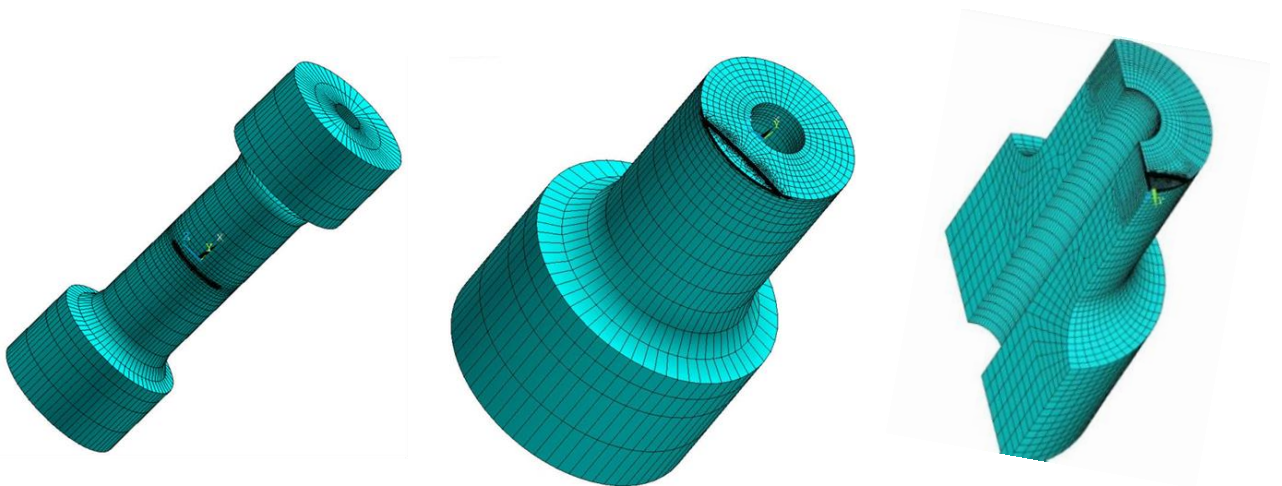
#### *Полые цилиндрические образцы с поверхностными дефектами*

В основу численных расчетов полых цилиндрических образцов с поверхностным дефектом положены реальные размеры фронтов трещины, полученные в результате экспериментальных исследований. Процесс развития трещины в полых образцах можно разделить на два этапа. На первом этапе полуэллиптическая трещина является несквозной, на втором этапе она полностью пересекает толщину стенки цилиндрического образца и становится сквозной. Для полых цилиндрических образцов с поперечным расположением дефекта расчеты проводились при одноосном растяжении, растяжении с внутренним давлением и кручении с внутренним давлением. Образцы с продольным расположением дефекта были рассчитаны при нагружении внутренним давлением, растяжением с внутренним давлением, сжатием с внутренним давлением и кручением с внутренним давлением. На рис. 3.3.1 представлена объемная модель рассматриваемого в настоящей работе полого цилиндрического образца с поперечным поверхностным дефектом.

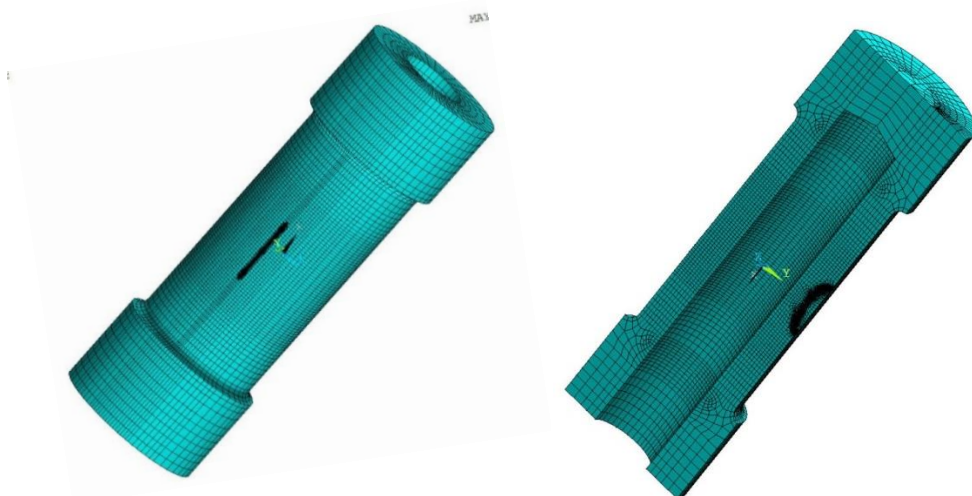
На рис. 3.3.2 и рис. 3.3.3 представлены типовые расчетные схемы МКЭ полого цилиндрического образца с исходным продольным и поперечным поверхностным дефектом глубиной 3 мм, с соотношением полуосей  $a/c=0.3$ . Трещина моделировалась в виде математического разреза. При формировании расчетной схемы использовались



**Рис. 3.3.1.** Полый цилиндрический образец с поперечной трещиной



**Рис. 3.3.2.** Расчетная схема МКЭ полого цилиндрического образца с поперечным расположением дефекта



**Рис. 3.3.3.** Расчетная схема МКЭ полого цилиндрического образца с продольным расположением дефекта

20-ти узловые квадратичные объемные элементы SOLID 186. Расчетная схема цилиндрического образца с поверхностным дефектом состояла примерно из 1.6 миллиона узлов и порядка 400000 элементов. Размер конечных элементов у вершины трещины составлял 4 мкм. Пример регулярной сетки прямоугольных конечных элементов вдоль фронта трещины представлен на рис. 3.3.4.

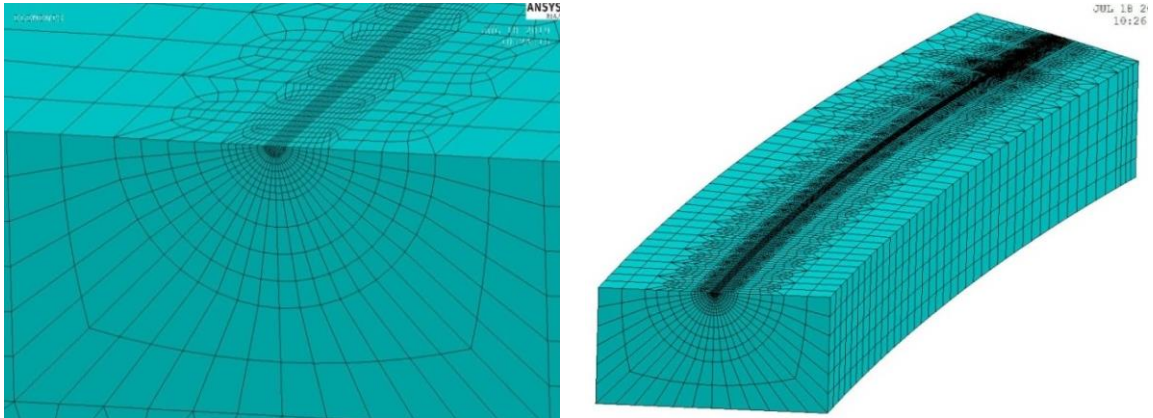


Рис. 3.3.4. Сетка конечных элементов по фронту трещины

Таблица 3.3.1. Матрица расчетов полых цилиндрических образцов с поперечным расположением дефекта

Д16Т			В95						
7 образец	+23°C		a	c	3 образец	+23°C		a	c
		1_front	3	8			1_front	3	8
		2_front	8.3	11.8			2_front	6.8	9.2
		3_front	11	12.8			3_front	12	12.5
		4_front	14.4	13.8				a	c
27 образец	+120°C		a	c	33 образец	+120°C	1_front	3	8
		1_front	3	8			2_front	8	9.5
		2_front	7	9.7			3_front	12	12.5
		3_front	14.5	12.5			4_front	15	14
23 образец	+120°C		a	c	32 образец	+250°C		a	c
		1_front	3	8			1_front	3	8
		2_front	8	10			2_front	7	9.7
		3_front	11.5	12.2			3_front	12	12.4
25 образец	+250°C		a	c	12 образец	-60°C	1_front	3	8
		1_front	3	8			2_front	4.7	8.23
		2_front	6.5	9.04			3_front	6.5	8.5
14 образец	-60°C		a	c	24 образец	-60°C	4_front	14	12.5
		1_front	3	8				a	c
		2_front	7.8	10.2			1_front	3	8
		3_front	11.5	12.5			2_front	6	8.7
						3_front	11.5	12.5	
						4_front	14	13	

В рамках стандартных процедур МКЭ определялись узловые характеристики параметров напряженно-деформированного состояния. Все расчеты проводились в упругой и физически нелинейной постановке для двух алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1. Пластические свойства материалов, используемые в упругопластических расчетах, получены в результате статических испытаний цилиндрических образцов на одноосное растяжение в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  (таблица 3.1.1).

**Таблица 3.3.2.** Таблица расчетов полых цилиндрических образцов с продольным расположением дефекта

Д16Т				
Продольное располож-е дефекта	+23°C		а	с
		1_front	3	10
		2_front	5	16
		3_front	8	25

Матрица расчетов полых цилиндрических образцов с поперечным расположением дефекта и соотношения полуосей а/с, исследуемых в работе, представлена в таблице 3.3.1. Для продольного расположения дефекта матрица расчетов и соотношение полуосей а/с приведены в таблице 3.3.2.

#### *Компактные образцы*

Полученные в результате экспериментальных исследований размеры фронтов трещины в компактных образцах были положены в основу следующей серии численных расчетов. В отличие от цилиндрических образцов, трещина в компактных образцах является сквозной. Этот факт значительно упрощает моделирование образца с дефектом. На рисунке 3.3.4. представлена расчетная схемы МКЭ компактного образца, включающая в себя трещину с конечным радиусом кривизны.

Как было отмечено выше, общий принцип, используемый при построении сетки конечных элементов для всех расчетных схем – это значительное и плавное сгущение сетки у вершины трещины, а также сгущение в точки выхода фронта трещины на свободную поверхность образца. При формировании расчетной схемы использовались 20-ти узловые квадратичные объемные элементы SOLID 186. Расчетная схема компактного образца с дефектом состояла примерно из 350000 узлов и порядка 120000



элементов. В области вершины трещины формировалась регулярная сетка прямоугольных конечных элементов (рис. 3.3.4). Размер конечных элементов у вершины трещины составляет 2 мкм. Взаимодействие сопряженных поверхностей нагружающих шпилек и крепежных отверстий в компактном образце моделировалось с помощью контактных элементов. Формирование сетки конечных элементов происходило с использованием контактных элементов типа «поверхность-поверхность» CONTA174 и ответных ему контактных элементов TARGE170 из библиотеки программного комплекса ANSYS. В расчетах полей параметров НДС и коэффициентов интенсивности напряжений использовались узловые результаты на нормированном расстоянии  $r/a=0.0015$  от фронта трещины. Это позволило получить подробные распределения полей перемещений и напряжений, необходимые для дальнейших расчетов упругих и упругопластических параметров. Расчеты на компактных образцах выполнялись для диапазона нагрузок, который варьировался от 3.45 до 7 кН. Матрица испытаний и размеры дефекта сведены в таблицу 3.3.3.

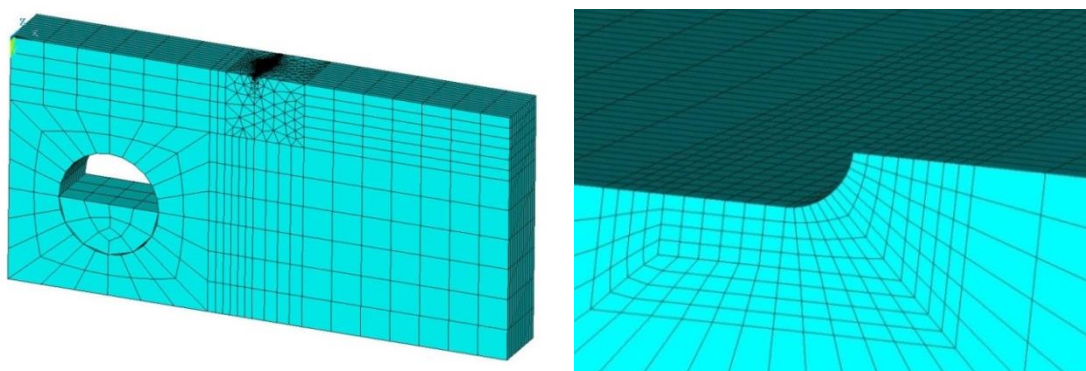


Рис. 3.3.4. Расчетная схема МКЭ компактного образца с дефектом

Таблица 3.3.3. Таблица расчетов компактных образцов с дефектом

ВТЗ-1									
T, °C	№ фронта	a, мм	Pmax, кН		T, °C	№ фронта	a, мм	Pmax, кН	
+23°C	1_front	15.15	4		+30°C	1_front	14.43	3.45	
	2_front	23.6	4			2_front	22.72	3.45	
	3_front	31.4	4			3_front	30.5	3.45	
	1_front	16.85	7			1_front	17.216	5.1	
	2_front	21.5	7			2_front	21.5	5.1	
	3_front	27.15	7			3_front	30.9	5.1	
		1_front	14	7		+370°C	1_front	14.43	5
		2_front	15.15	7			2_front	22.72	5
		3_front	21.5	7			3_front	27.15	5
		4_front	27.15	7					

В соответствии с запланированной программой интерпретации результатов испытаний расчеты проводились в линейной и физически нелинейной постановках в диапазоне от комнатной до повышенных температур. По результатам численных расчетов полых цилиндрических и компактных образцов в условиях смешанных форм деформирования с использованием упруго-пластических свойств исследованных материалов, были найдены компоненты перемещений и действующих напряжений в области вершины трещины, на основе которых вычислялись упругие и упруго-пластические параметры для интерпретации скорости роста трещины.

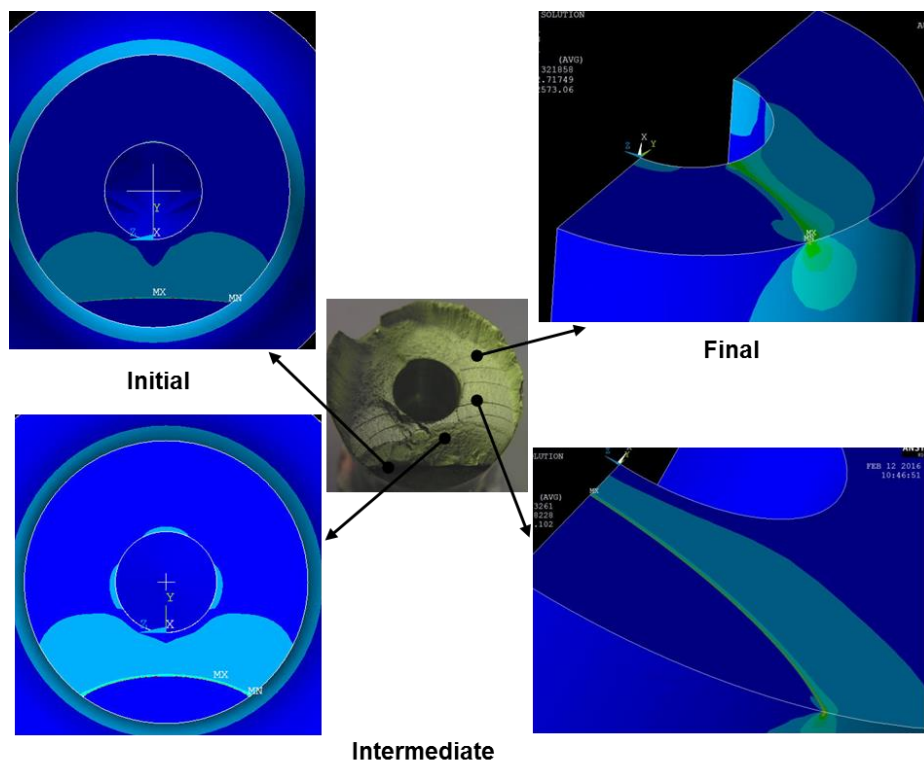
### **3.4. Поля упруго-пластических напряжений во фронте трещины в полых цилиндрическом и компактном образцах при сложном напряженном состоянии**

#### *Полые цилиндрические образцы*

В результате выполненных численных расчетов получены поля напряженно-деформированного состояния в полых цилиндрических образцах с полуэллиптическими трещинами различной формы в плане. На рис. 3.4.1 представлены в качестве примера типовые распределения компонент упруго-пластических эквивалентных напряжений по Мизесу в цилиндрическом полых образце с поперечной ориентации поверхностного дефекта. Каждое из этих распределений соответствует экспериментально определенному положению фронта трещины в зависимости от накопленного количества циклов нагружения:  $N_1=0$  (начальный фронт),  $N_2=21000$  (промежуточный фронт),  $N_3=50000$  (промежуточный фронт),  $N_4=131500$  (фронт при разрушении). Расчеты проводились для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при одноосном растяжении при нагрузке 35 кН. Результаты на рис. 3.4.1 для модели в разрезе позволяют наглядно показать распределение напряжений по фронту трещины.

На рис. 3.4.2-3.4.4 представлены распределения окружных, радиальных и эквивалентных напряжений вдоль криволинейного фронта трещины  $\varphi$  и полярного угла  $\theta$ . Обозначение систем эллиптических и полярных координат приведено на рис. 3.2.1. Величина эллиптического угла  $\varphi=20^\circ$  соответствует точке фронта трещины, находящейся на свободной внешней поверхности цилиндра, а координата  $\varphi=90^\circ$  принадлежит точке наиболее глубокого проникновения фронта, расположенной на центральной плоскости симметрии. Координаты полярного угла  $\theta=+\pi$  и  $\theta=-\pi$  совпадают

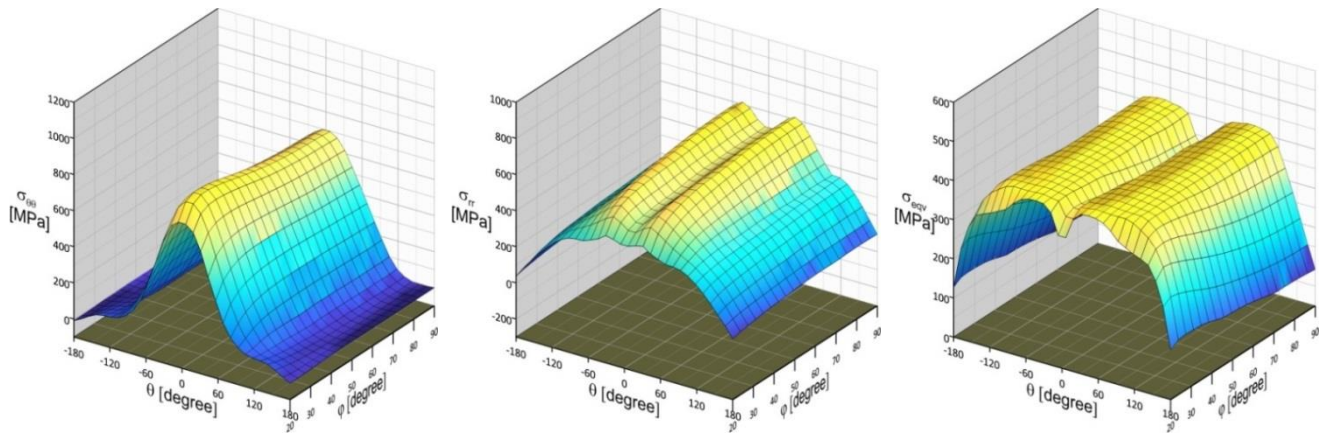
соответственно с верхней и нижней полуплоскостью трещины, а  $\theta=0$  относится к плоскости симметрии на продолжении трещины.



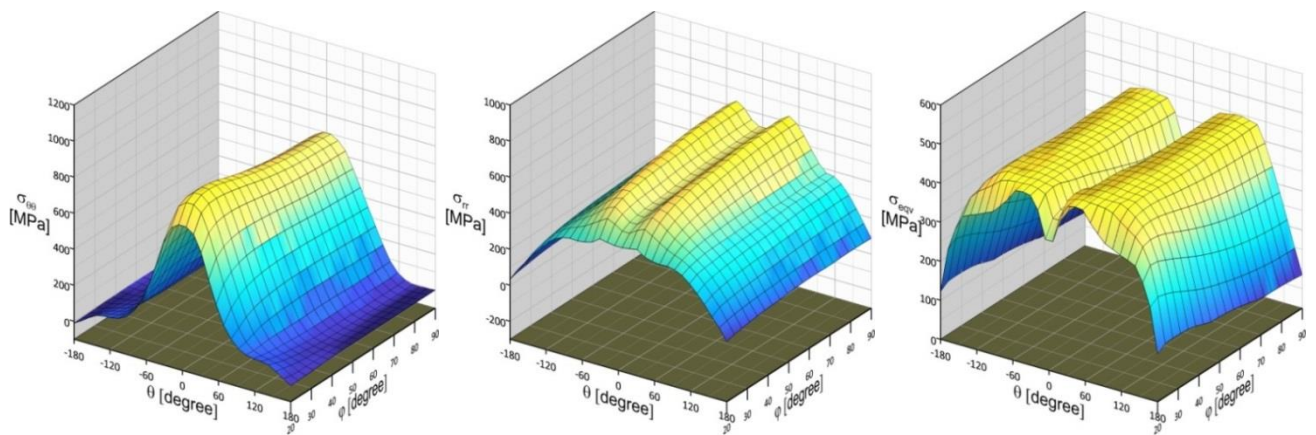
**Рис. 3.4.1.** Распределение интенсивности напряжений в полых цилиндрическом образце с поперечным расположением дефекта при растяжении

Результаты рассчитанных распределений напряжений приведены на рис. 3.4.2-3.4.4 для сплава Д16ЧАТ с приложенной нагрузкой одноосного растяжения в 35 кН в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Поскольку при разных температурах трещина в полых цилиндрических образцах развивается с различной скоростью и полученные формы фронтов трещин в результате экспериментальных исследований имеют разную геометрию, то для корректности сравнения был выбран начальный фронт трещины, который идентичен для всех образцов в рассмотренном диапазоне температур. Из анализа распределений окружных напряжений, следует, что максимум напряжений находится вблизи свободной поверхности цилиндрического полого образца. Из рис. 3.4.2-3.4.4 отчетливо виден переход от плоского напряженного состояния к плоской деформации вдоль фронта полуэллиптической трещины. Эта область лежит в пределах эллиптического угла  $\varphi$  от  $0^{\circ}$  до  $20^{\circ}$ . Таким образом, в диапазоне изменения параметрического угла эллипса  $\varphi=20^{\circ}\div 90^{\circ}$  можно говорить о том, что материал находится в условиях близких к плоской деформации. Положение максимумов

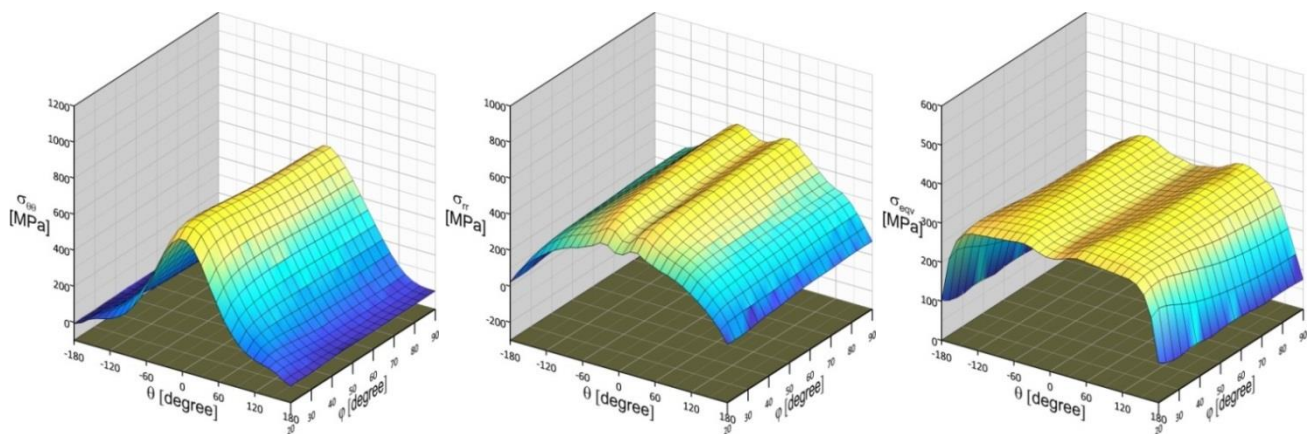
окружных напряжений предполагает дальнейшее направление развития полуэллиптической трещины в этом направлении.



**Рис. 3.4.2.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полем цилиндрическом образце при одноосном растяжении при  $-60^{\circ}\text{C}$



**Рис. 3.4.3.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полем цилиндрическом образце при одноосном растяжении при комнатной температуре



**Рис. 3.4.4.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полем цилиндрическом образце при одноосном растяжении при  $+25^{\circ}\text{C}$

В таблице 3.4.1. представлены максимальные значения компонент упруго-пластических напряжений для начального фронта трещины с размерами полуосей  $a=10$  мм  $c=3$  мм при одинаковой нагрузке в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Очевидно, что из рассмотренного диапазона температур максимальные показатели радиальных и эквивалентных напряжений наблюдаются при комнатной температуре. Максимум напряжений имеет место на некотором удалении от точки наиболее глубокого проникновения, в сторону свободной поверхности цилиндрического образца. Пониженная температура не сильно влияет на напряженное состояние алюминиевого сплава Д16ЧАТ. Распределения окружных напряжений остается примерно идентичными распределениям при комнатной температуре, лишь радиальные и эквивалентные напряжения уменьшаются на 3.5 и 7 процентов соответственно, с понижением температуры.

**Таблица 3.4.1.** Максимальные напряжения во фронте трещины в диапазоне температур

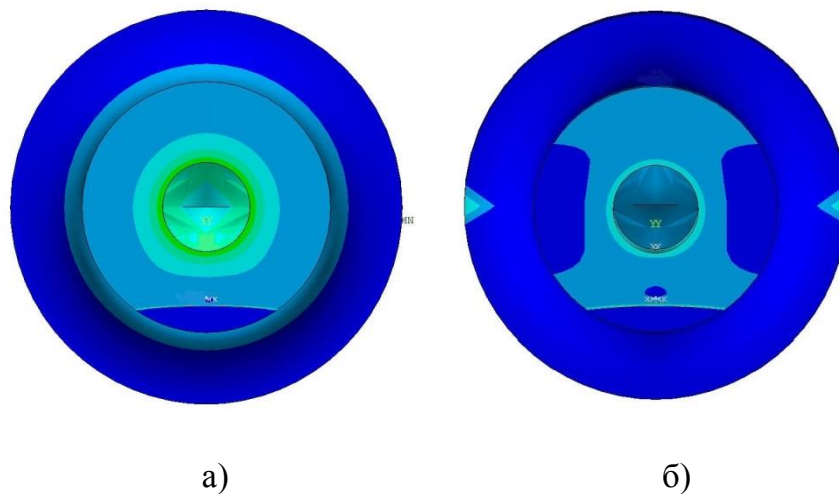
№ образца	Нагрузка, кН	Температура, $^{\circ}\text{C}$	$\sigma_{\theta\theta}$ (max) [МПа]	$\sigma_{rr}$ (max) [МПа]	$\sigma_{\text{eqv}}$ (max) [МПа]
14	35	-60	699	611	416
27	35	+23	699	633	447
25	35	+250	632	512	327

По данным таблицы 3.4.1 необходимо отметить, что все компоненты напряжений превышают значения предела текучести сплава Д16ТЧАТ при соответствующей температуре (табл. 3.1.1), т.е. во фронте трещины имеет место упруго-пластическое напряженно-деформированное состояние. Вследствие этого под влиянием температуры при одинаковой приложенной нагрузке происходит перераспределение напряжений различными темпами, причем в наибольшей степени при повышенной температуре  $+250^{\circ}\text{C}$  в силу более развитой пластичности. В этом случае с повышением температуры ( $250^{\circ}\text{C}$ ) значительно снижаются радиальные и эквивалентные напряжения.

Показанные на рис. 3.4.2-3.4.4 трехмерные эпюры напряжений относятся к начальному положению фронта трещины в полем цилиндрическом образце. Как следует из рис. 3.4.1 в процессе своего развития полуэллиптическая трещина полностью пересекает стенку цилиндра толщиной 10 мм достигая при этом размера периметра на цилиндрической поверхности до 20 мм. Из результатов расчетов для подобных

положений фронтов трещины в цилиндрических образцах установлено, что увеличение площади трещины приводит к более высоким значениям упруго-пластических напряжений вдоль ее фронта и становятся более значимыми эффекты перераспределения напряжений в зависимости от температуры.

На рис. 3.4.5 представлено распределение НДС в полом цилиндрическом образце с поперечным расположением исходного дефекта в форме полуэллиптической трещины при комнатной температуре. Данные на рис. 3.4.5 - 3.4.9, полученные в порядке численных параметрических исследований, относятся к различным видам сложного напряженного состояния и имеют смысл качественной иллюстрации влияния вида нагружения. Расчеты проводились на сплаве Д16ЧАТ при комнатной температуре.

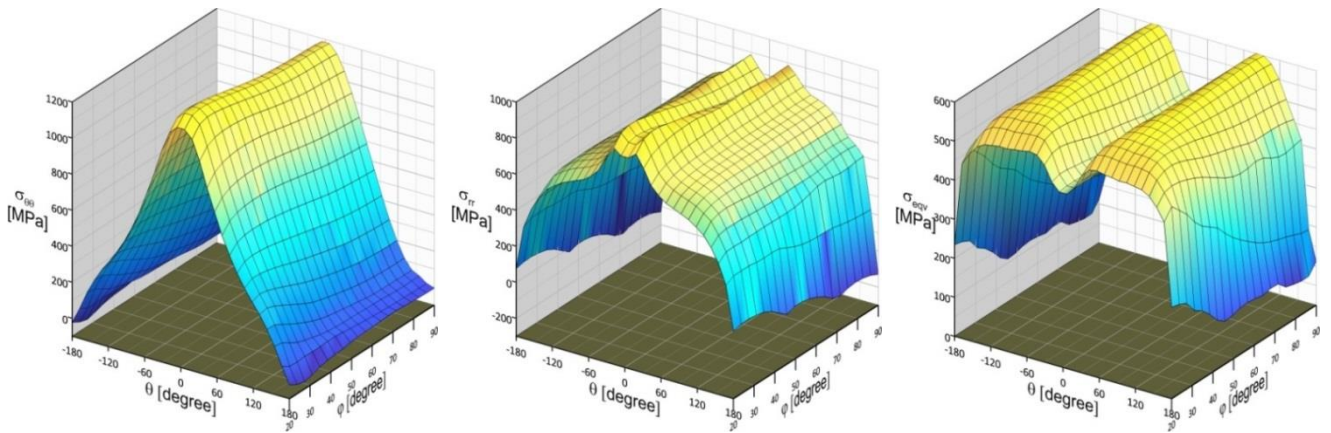


**Рис. 3.4.5.** Распределение интенсивности напряжений в полом цилиндрическом образце с поперечным расположением дефекта при растяжении с давлением (а) и кручении с давлением (б)

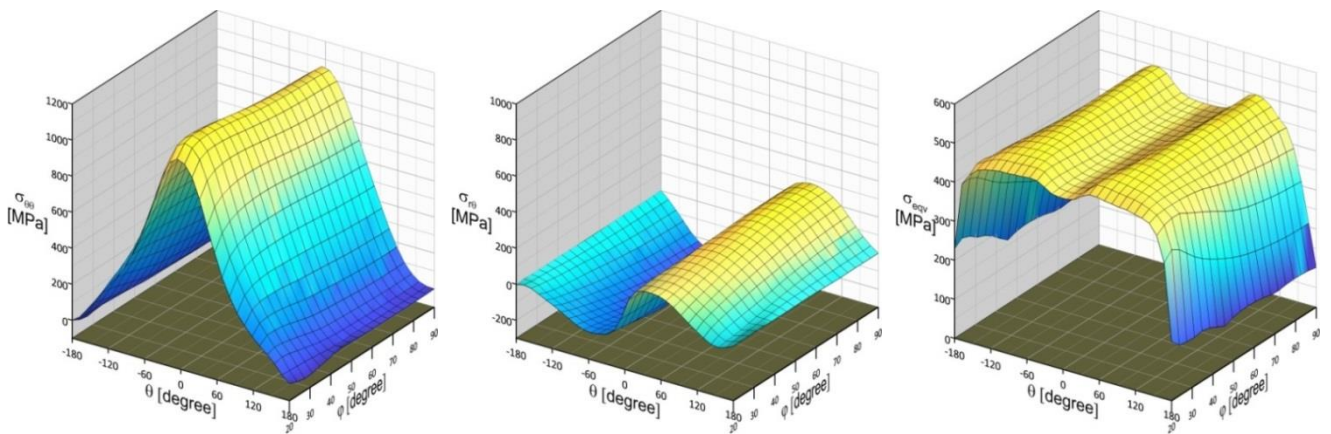
На рисунках 3.4.6 - 3.4.9 использованы эллиптическая и полярная системы координат, введенные ранее на рис. 3.2.1. Напомним, что значение эллиптического угла  $\varphi=20^\circ$  соответствует точке фронта трещины, находящейся на свободной внешней поверхности цилиндра, а координата  $\varphi=90^\circ$  принадлежит точке наиболее глубокого проникновения фронта, расположенной на центральной плоскости симметрии. Координаты полярного угла  $\theta=+\pi$  и  $\theta=-\pi$  совпадают соответственно с верхней и нижней полуплоскостью трещины, а  $\theta=0$  относится к плоскости симметрии на продолжении трещины.

На рисунках 3.4.6-3.4.7 представлены распределения компонент упруго-пластических напряжений вдоль криволинейного фронта трещины  $\varphi$  и полярного угла  $\theta$

для поперечного по отношению к образующей расположения исходного дефекта при наложении на внутреннее давление одноосного растяжения и кручения, соответственно. На рис. 3.4.6 показаны эпюры окружных, радиальных и эквивалентных напряжений вдоль криволинейного фронта трещины для ситуации растяжения с внутренним давлением, рис. 3.4.7 окружных, сдвиговых и эквивалентных напряжений для кручения с внутренним давлением. При расчетах комбинации растяжения с внутренним давлением прикладывались нагрузка 100 кН и внутреннее давление 200 МПа. При расчетах комбинации кручения с внутренним давлением прикладывались крутящий момент 250 Нм и внутреннее давление 200 МПа соответственно.



**Рис. 3.4.6.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полom цилиндрическом образце при растяжении с внутренним давлением



**Рис. 3.4.7.** Распределение окружных, сдвиговых и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полom цилиндрическом образце при кручении с внутренним давлением

В таблице 3.4.2 представлены максимальные значения компонент напряжений для двух рассмотренных вариантов сложного напряженного состояния. Из сравнения данных рис. 3.4.6 и рис. 3.4.7 следует, что вариант комбинированного нагружения растяжения с внутренним давлением наиболее чувствителен к положению рассматриваемого сечения вдоль фронта полуэллиптической трещины. Вариант нагружения кручения с внутренним давлением имеет эффект изменения компонент напряжений только в области выхода фронта трещины на свободную поверхность цилиндрического образца.

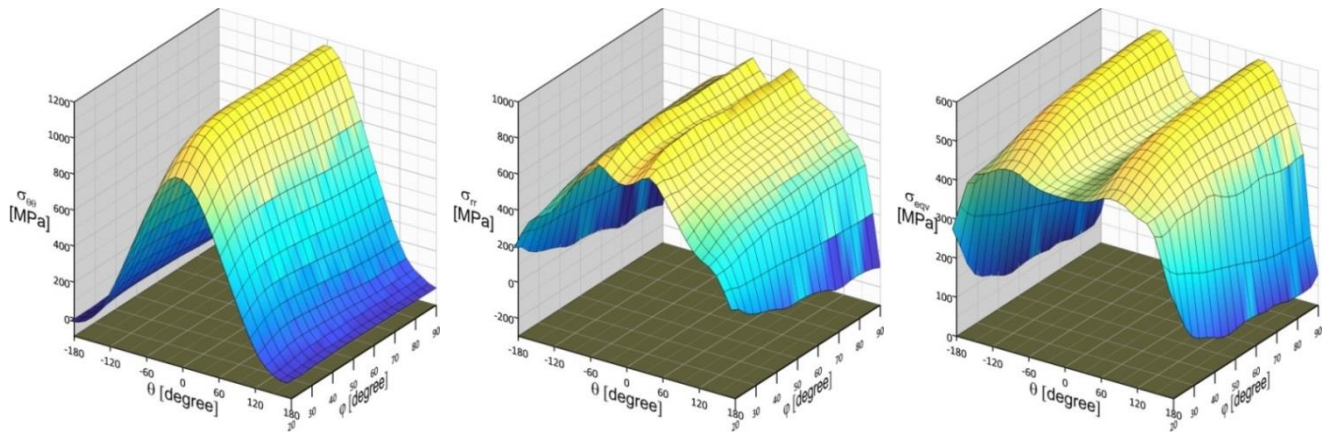
**Таблица 3.4.2.** Максимальные напряжения во фронте для поперечной трещины

Вид нагружения	Нагрузка	Температура, °С	$\sigma_{\theta\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{rr}$ (max), [МПа]	$\sigma_{r\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{eqv}$ (max), [МПа]
растяжение + давление	100 кН/ 200 МПа	+23	1189	887	-	603
кручение + давление	250 Nm/ 200 МПа	+23	1057	-	278	501

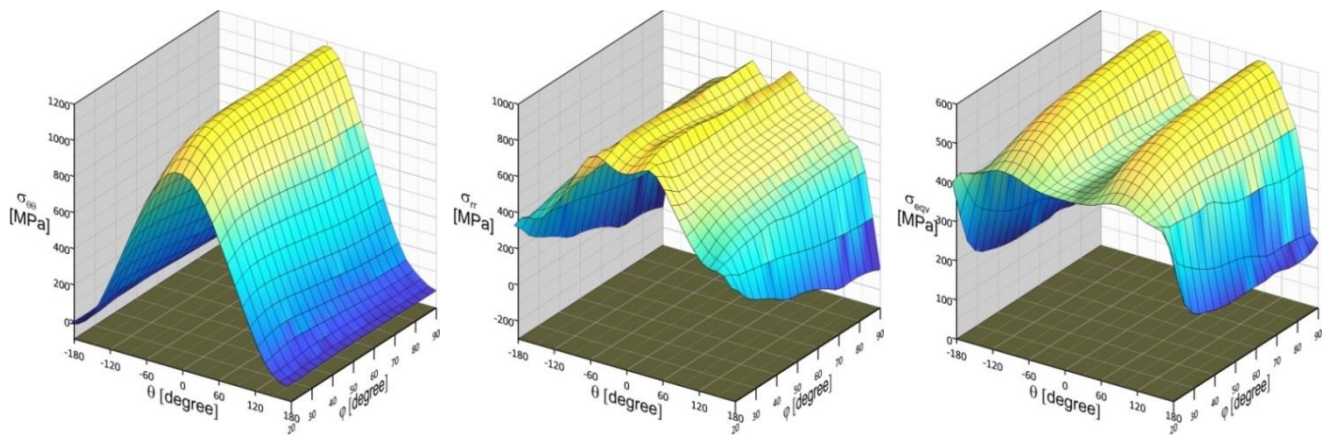
На рис. 3.4.8-3.4.9 показаны эпюры распределения окружных, радиальных и эквивалентных напряжений вдоль криволинейного фронта трещины для ситуации чистого внутреннего давления (рис. 3.4.8) и комбинации растяжения с внутренним давлением (рис. 3.4.9) в полем цилиндрическом образце с начальным продольным расположением дефекта. Расчеты проводились на сплаве Д16ЧАТ при комнатной температуре.

Нагрузка на растяжение составляла 100 кН, прикладываемое внутреннее давление 200 МПа соответственно. В таблице 3.4.3 приведены максимальные значения компонент напряжений для двух рассмотренных вариантов сложного напряженного состояния. Из полученных полей НДС следует, что локализация максимума окружных напряжений всегда находится в точке наиболее глубокого проникновения трещины, расположенной на оси симметрии образца. Сравнение полей компонент упруго-пластических напряжений, представленных на рис. 3.4.6 - 3.4.7 и рис. 3.4.8 - 3.4.9 свидетельствует о том, что при продольном расположении исходной полуэллиптической трещины, имеют место более значимые эффекты перераспределения напряжений вдоль фронта криволинейной трещины по отношению к поперечному расположению исходного дефекта.





**Рис. 3.4.8.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полем цилиндрическом образце с продольным расположением дефекта при внутреннем давлении



**Рис. 3.4.9.** Распределение окружных, радиальных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в полем цилиндрическом образце с продольным расположением дефекта при растяжении с внутренним давлением

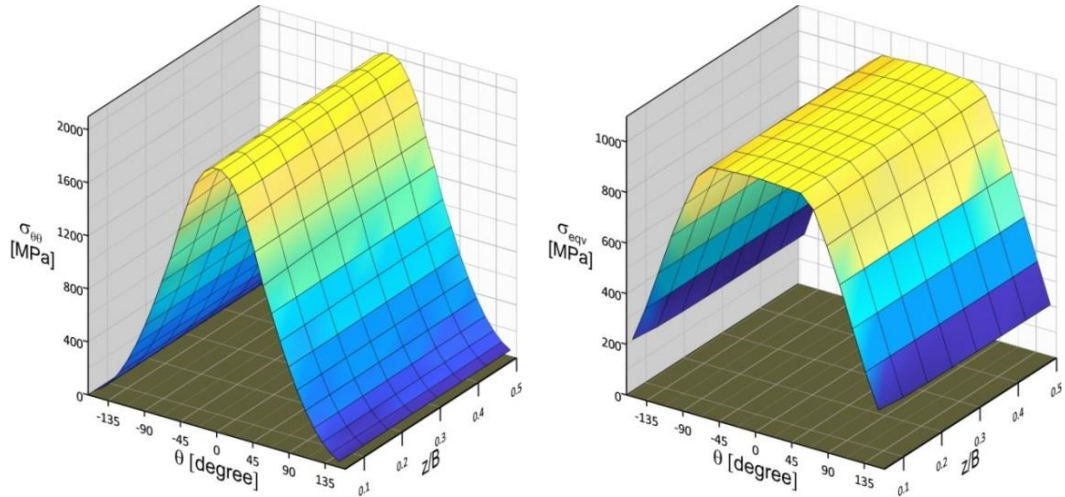
**Таблица 3.4.3.** Максимальные напряжения во фронте для продольной трещины

Вид нагрузки	Нагрузка	Температура, °С	$\sigma_{\theta\theta} \text{ (max)}$ , [МПа]	$\sigma_{rr} \text{ (max)}$ , [МПа]	$\sigma_{eqv} \text{ (max)}$ , [МПа]
внутреннее давление	200 МПа	+23	1168	871	588
растяжение + давление	100 кН/200 МПа	+23	1177	867	591

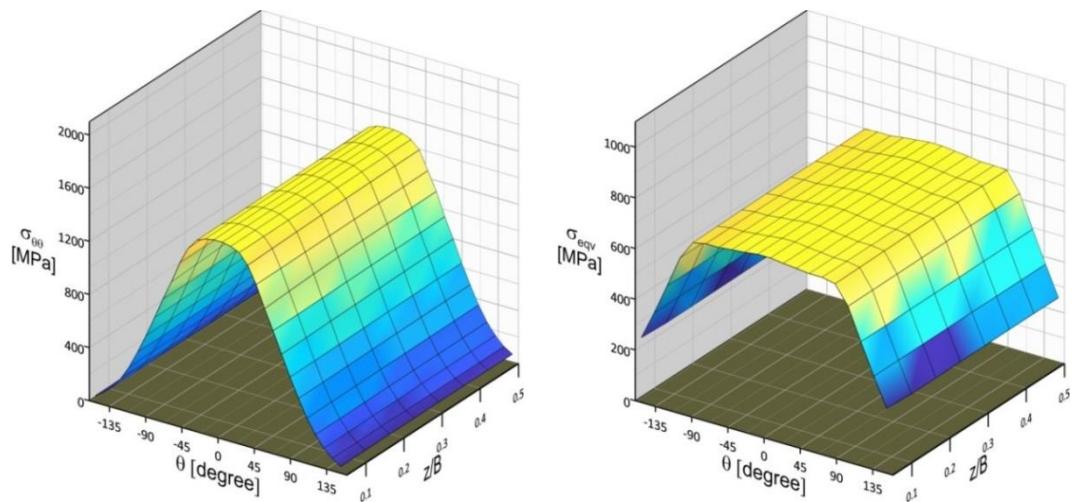
#### *Компактные образцы*

Компактные образцы (рис. 2.2.7), изготовленные из титанового сплава ВТ3-1, использовались в настоящей работе для определения скорости развития трещин в диапазоне от комнатной до повышенных температур. На рис. 3.4.10-3.4.11 в виде

трехмерных поверхностей показаны численные результаты МКЭ-распределений окружных и эквивалентных напряжений по Мизесу в полярной системе координат, центрированной на вершину трещины. Эпюры напряжений представлены для комнатной +23°C и повышенной +370°C температуры с приложенной осевой нагрузкой в 5 кН при одинаковом размере дефекта.



**Рис. 3.4.10.** Распределение окружных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в компактном образце при расчетах на растяжение при комнатной температуре



**Рис. 3.4.11.** Распределение окружных и эквивалентных напряжений по фронту трещины в компактном образце при расчетах на растяжение при повышенной температуре

Изменение угловых распределений напряжений представлено по полярному углу  $\theta$ , отсчитываемому от нижней в направлении верхней поверхности прямолинейной трещины в зависимости от угла исходной ориентации дефекта. По оси OZ отложены координаты рассматриваемого положения сечения относительно толщины образца, где  $z/B=0.05$  соответствует точке фронта на свободной поверхности, а  $z/B=0.5$  принадлежит

серединному сечению компактного образца. В таблице 3.4.3 приведены максимальные напряжения для двух рассмотренных температур.

**Таблица 3.4.4.** Максимальные напряжения вдоль фронта трещины в компактном образце

Вид нагружения	Нагрузка	Температура, °C	$\sigma_{\theta\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{eqv}$ (max), [МПа]
Внецентренное растяжение	5 кН	+23	2037	1014
	5 кН	+370	1489	722

Из представленных данных, очевидно, что повышенная температура в силу изменения комплекса основных упруго-пластических свойств титанового сплава ВТЗ-1 приводит к перераспределению напряжений по сравнению с напряженным состоянием при комнатной температуре. С повышением температуры значения окружных и эквивалентных напряжений уменьшаются. Компактные образцы при внецентренном растяжении характерны тем, обеспечивают высокую степень стеснения напряжения в направлении толщины, и как видно из рис. 3.4.10 - 3.4.11 имеет место однородное распределение напряжений вдоль фронта трещины, которое близко к состоянию плоской деформации.

### **3.5. Расчет упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений для полых цилиндрических и компактных образцов в диапазоне от отрицательных до повышенных температур**

Интерпретация экспериментальных данных по характеристикам циклической трещиностойкости состоит в установлении зависимости скорости роста трещины от размаха КИН. Для этого необходимо каждой длине трещины при накопленном числе циклов нагружения поставить в соответствие свое значение КИН. В настоящей работе для интерпретации скорости роста поверхностных трещин в полых цилиндрических и компактных образцах были использованы упругие и упругопластические параметры сопротивления разрушению [168, 173].

#### *Полые цилиндрические образцы*

В рамках упругой задачи в качестве параметра характеризующего НДС в вершине трещины и получения диаграмм усталостного разрушения для общего случая смешанных форм деформирования в полых цилиндрических образцах использовался

эквивалентный упругий КИН (2.4.1), а в рамках упругопластической задачи для интерпретации скорости роста трещины использовался обобщенный параметр сопротивления деформированию и разрушению в форме пластического КИН (2.4.4). Порядок определения упругого и упруго-пластического КИН приведен в разделе 2.4.

Представленные ниже численные результаты МКЭ по распределениям КИН соответствуют экспериментальным траекториям и положениям фронтов трещин в полых образцах, которые систематизированы в таблицах 3.3.1 - 3.3.2. С целью сопоставления распределений КИН вдоль экспериментальных фронтов трещин различной формы и конфигурации введены безразмерные координаты (рис. 3.5.1), в которых  $R=0$  соответствует началу фронта трещины (свободная поверхность образца), а  $R=1$  принадлежит срединному сечению на оси симметрии полого образца:

$$x_0 = \Delta\phi \cos \phi_0, \quad y_0 = \Delta\phi \sin \phi_0 \quad (3.5.1)$$

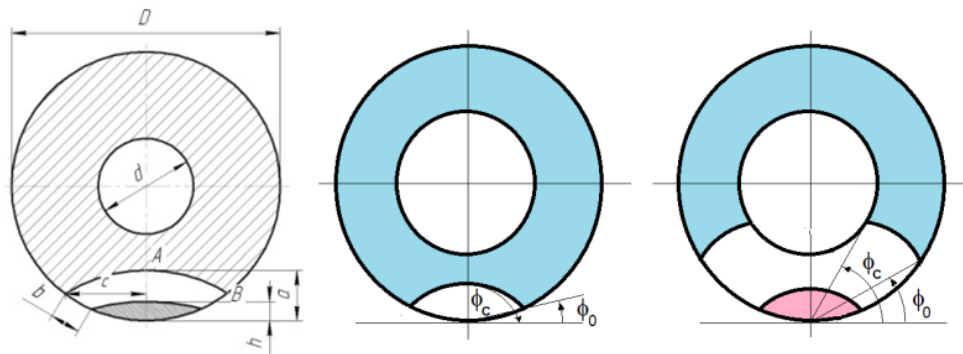
$$x_c = \Delta\phi \cos \phi_c, \quad y_c = \Delta\phi \sin \phi_c$$

$$x_i = \Delta\phi \cos \phi_i, \quad y_i = \Delta\phi \sin \phi_i, \quad \phi_i \in [\phi_0, \phi_c], \quad \Delta\phi = \phi_c - \phi_0$$

$$\bar{X}_i = \frac{x_0 - x_i}{x_0 - x_c}, \quad \bar{Y}_i = \frac{y_0 - y_i}{y_0 - y_c} \quad (3.5.2)$$

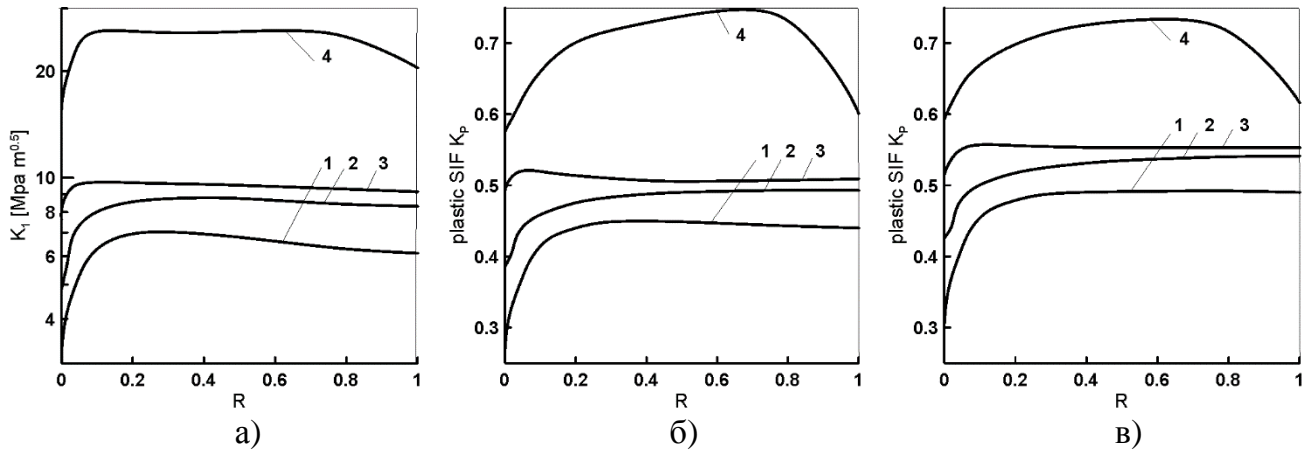
$$R_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\bar{X}_i^2 + \bar{Y}_i^2}, \quad R_i \in [0, 1] \quad (3.5.3)$$

где  $\phi_0$  угол, определяющий положение начальной точки полуэллиптического фронта трещины, в то время как  $\phi_c$  угол, соответствующий самой глубокой точке фронта трещины. Угол  $\phi_i$  определяет текущее положение точки фронта трещины в пределах изменения от  $\phi_0$  до  $\phi_c$  с шагом  $1^\circ$ .



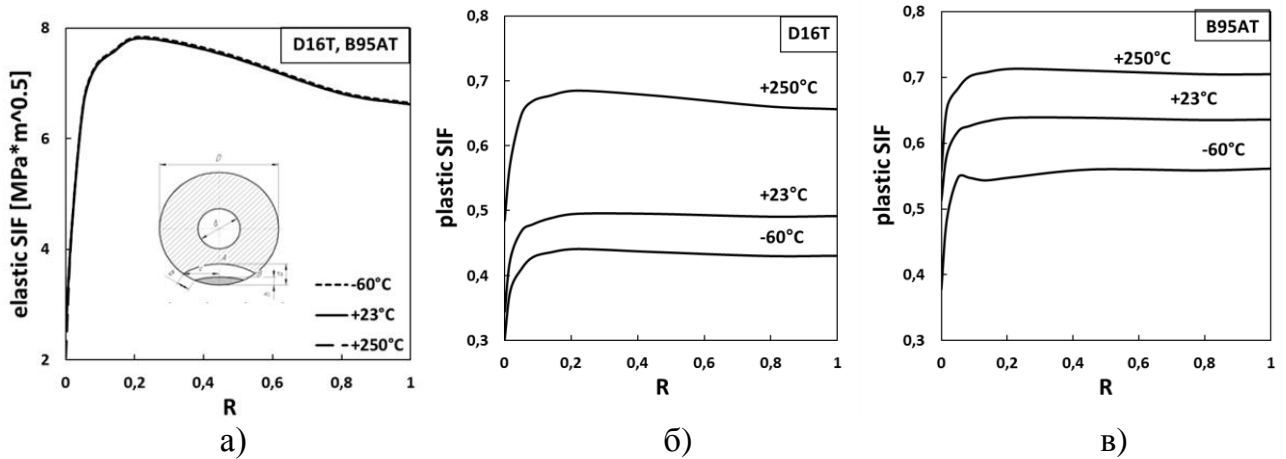
**Рис. 3.5.1.** Система координат вдоль фронта трещины в полом образце

На рисунке 3.5.2. представлены результаты распределения упругих и упруго-пластических КИН для алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при комнатной температуре с поперечным расположением дефекта при нагружении одноосным растяжением. На этом рисунке 1-й фронт соответствует начальному положению дефекта в образце, 2-й и 3-й фронты определяют промежуточные дефекты, а 4-й фронт принадлежит ко второму этапу развития трещины, когда она становится сквозной, пересекая насквозь стенку цилиндра.



**Рис. 3.5.2.** Распределения упругого (а) и пластического (б-В95АТ1, в-Д16ЧАТ) КИН вдоль фронта с поперечным расположением трещины (1-начальный, 2-3-промежуточный, 4-финальный)

На рис. 3.5.3 показаны распределения упругих и пластических КИН в полых образцах из алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 для идентичного поперечного расположения фронта трещины в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$ . Расчеты проводились для одной и той же нагрузке одноосного растяжения. На рис. 3.5.3а графики распределений упругих КИН  $K_I$  вдоль фронта трещины практически укладываются в одну кривую для разных алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 во всем рассмотренном диапазоне отрицательных и положительных температур. Это положение объясняется тем, что в упругих расчетах по МКЭ используются упругие константы материала, а именно коэффициент Пуассона  $\nu$  и модуль упругости  $E$ , которые почти не меняются в интервале температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Кроме того, решения для упругих КИН по определению имеют одни и те же значения для условий плоского напряженного и плоской деформации и не зависят от условий стеснения. Совершенно очевидно, что упругие КИН не чувствительны к изменению температуры испытаний.

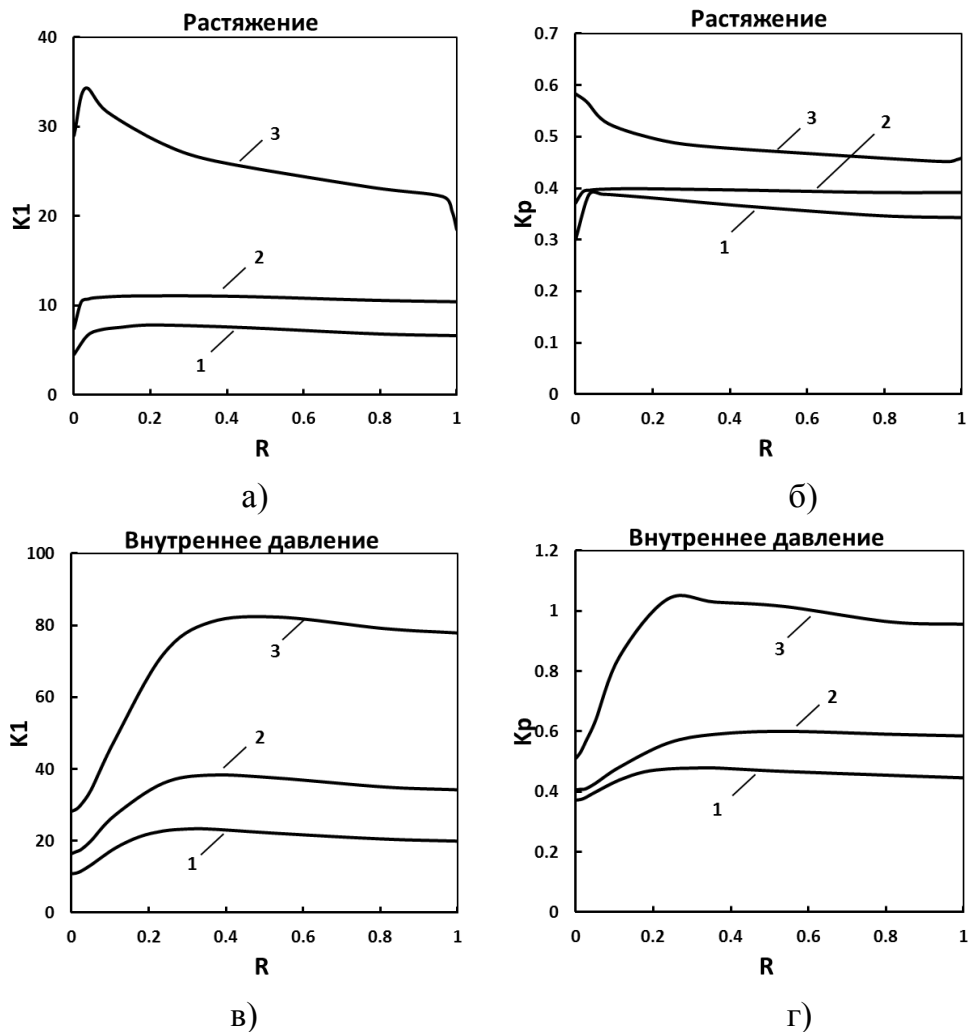


**Рис. 3.5.3.** Распределения упругих (а) и пластических (б, в) КИН в полых образцах из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 по фронту поперечной трещины при растяжении в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$

В противоположность этому в терминах пластического КИН  $K_p$  имеет место набор отдельных распределений по температуре испытаний для тех же условий нагружения и формы фронта трещины в полном цилиндрическом образце. На рис. 3.5.3б и рис. 3.5.3в в одинаковом масштабе показаны распределения пластического КИН  $K_p$  отдельно для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1, соответственно. Совершенно четко наблюдаются эффекты влияния температуры и различия, обусловленные пластическими свойствами исследованных материалов. В порядке выполнения численных расчетов пластического КИН  $K_p$  в физически нелинейной постановке на основе МКЭ в каждом конкретном случае использовались предел текучести  $\sigma_0$ , коэффициент  $\alpha$  и показатель  $n$  деформационного упрочнения, которые согласно таблице 3.1.1 имеют различные значения по температуре для каждого алюминиевого сплава. Представленные на рис. 3.5.3 результаты имеют принципиальное значение для методологии настоящей работы и дают наглядную иллюстрацию необходимости учета пластических свойств материала при интерпретации характеристик сопротивления материала циклическому разрушению. Подобные эффекты различий в поведении упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений имели место для всех рассмотренных экспериментальных продольных и поперечных фронтов в полых цилиндрических образцах в исследованном диапазоне температур.

В целях сравнения на рис. 3.5.4 показаны распределения упругих и пластических КИН для различных видов двухосного нагружения и положений фронта трещины в полном цилиндрическом образце из алюминиевого сплава Д16ЧАТ при нормальной температуре. Распределения КИН, представленные на рис. 3.5.4а и рис. 3.5.4в,

соответствуют расчету в линейной постановке с использованием упругих констант материала. Распределения на рис. 3.5.4б и рис. 3.5.4г соответствуют расчету в нелинейной постановке на основе всего комплекса упругопластических свойств материала. На рис. 3.5.4а и рис. 3.5.4б показаны результаты расчетов при одноосном растяжении, которые проведены на полых цилиндрических образцах с поперечным расположением дефекта, а на рис. 3.5.4а и рис. 3.5.4б показаны численные данные для образцов с продольным расположением дефекта, которые были нагружены чистым внутренним давлением.



**Рис. 3.5.4.** Распределения упругого (а, в) и пластического (б, г) КИН для растяжения и внутреннего давления в образцах из сплава Д16ЧАТ

Из этих данных следует, что и при различных видах сложного напряженного состояния, по отношению к упругим КИН  $K_I$ , пластический КИН  $K_p$  показывает чувствительность к пластическим свойствам материала, которые положены в основу его формулировки. Пластический КИН  $K_p$  демонстрирует различия в своих значениях за

счет изменения пластических свойств материала для каждого из рассмотренных случаев как функции длины и глубины трещины для одинаковых упругих характеристик  $E=74$  ГПа и  $\nu=0.3$ .

В настоящем разделе иллюстративно представлены результаты численных расчетов в упругой и физически нелинейной постановке по определению коэффициентов интенсивности напряжений для некоторых сочетаний отдельных видов сложного напряженного состояния в комбинации с положениями продольных и поперечных фронтов трещин в полем цилиндрическом образце в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Весь объем подобных численных расчетов, соответствующий полному набору состоявшихся видов испытаний, обобщен в разделе 3.7 настоящей главы в виде аппроксимационных полиномов высоких порядков, которые описывают поведение упругих и пластических КИН в заданных условиях деформирования и развития полуэллиптических трещин.

#### *Компактные образцы*

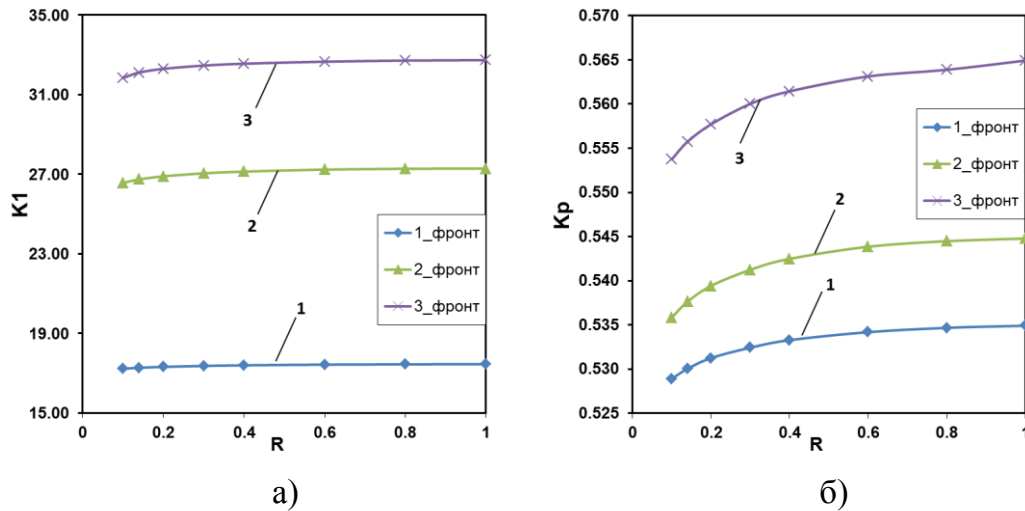
Вторым объектом экспериментальных исследований являлся стандартный компактный образец (рис. 2.2.7) при внецентренном растяжении. Эти образцы, изготовленные из титанового сплава ВТЗ-1, использовались для экспериментального определения скорости роста трещин в соответствии с международным стандартом ASTM E647 [80]. Полученные в результате статистической обработки константы циклической трещиностойкости для заданных температур являлись исходной информацией наряду с комплексом основных упруго-пластических свойств сплава ВТЗ-1 при соответствующей температуре в расчетах остаточной долговечности диска компрессора авиационного ГТД. При интерпретации результатов испытаний в терминах упругого коэффициента интенсивности напряжений  $K_I$  согласно стандарту ASTM E647 [81] использовалось следующее выражение:

$$K = \frac{P}{b\sqrt{W}} \left[ \frac{2+a/W}{1-(a/W)^{1.5}} \right] \left[ 0.866 + 4.64\left(\frac{a}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (3.5.4)$$

где  $P$  приложенная нагрузка,  $b$  толщина образца,  $w$  ширина образца,  $a$  длина трещины. Вторым параметром интерпретации данных по скорости развития трещин



усталости выступал пластический коэффициент интенсивности напряжений  $K_p$  в форме, определяемой уравнением (2.4).



**Рис. 3.5.5.** Распределения упругого (а) и пластического (б) КИН для компактного образца из сплава ВТ3-1 при температуре +370°C

На рисунке 3.5.5 представлены распределения упругих и пластических КИН в компактных образцах из титанового сплава ВТ3-1 при внецентренном растяжении при температуре +370°C. Распределения представлены в нормированных координатах  $R$ , где  $R=z/b=0$  положение фронта трещины на свободной поверхности образца, а  $R=z/b=1$  соответствует срединному сечению компактного образца ( $z$  является текущей координатой вдоль прямолинейного фронта трещины в направлении толщины образца). Из сравнения распределений упругого и пластического КИН на рис. 3.5.5 следует, что эффекты стеснения вдоль фронта трещины в компактном образце при повышенной температуре становятся очевидными именно в терминах пластического КИН в силу учета изменения комплекса упруго-пластических свойств сплава ВТ3-1, как функции температуры испытаний.

### 3.6. Анализ изменения формы и размеров зоны процесса разрушения вдоль фронта трещины при сложном напряженном состоянии

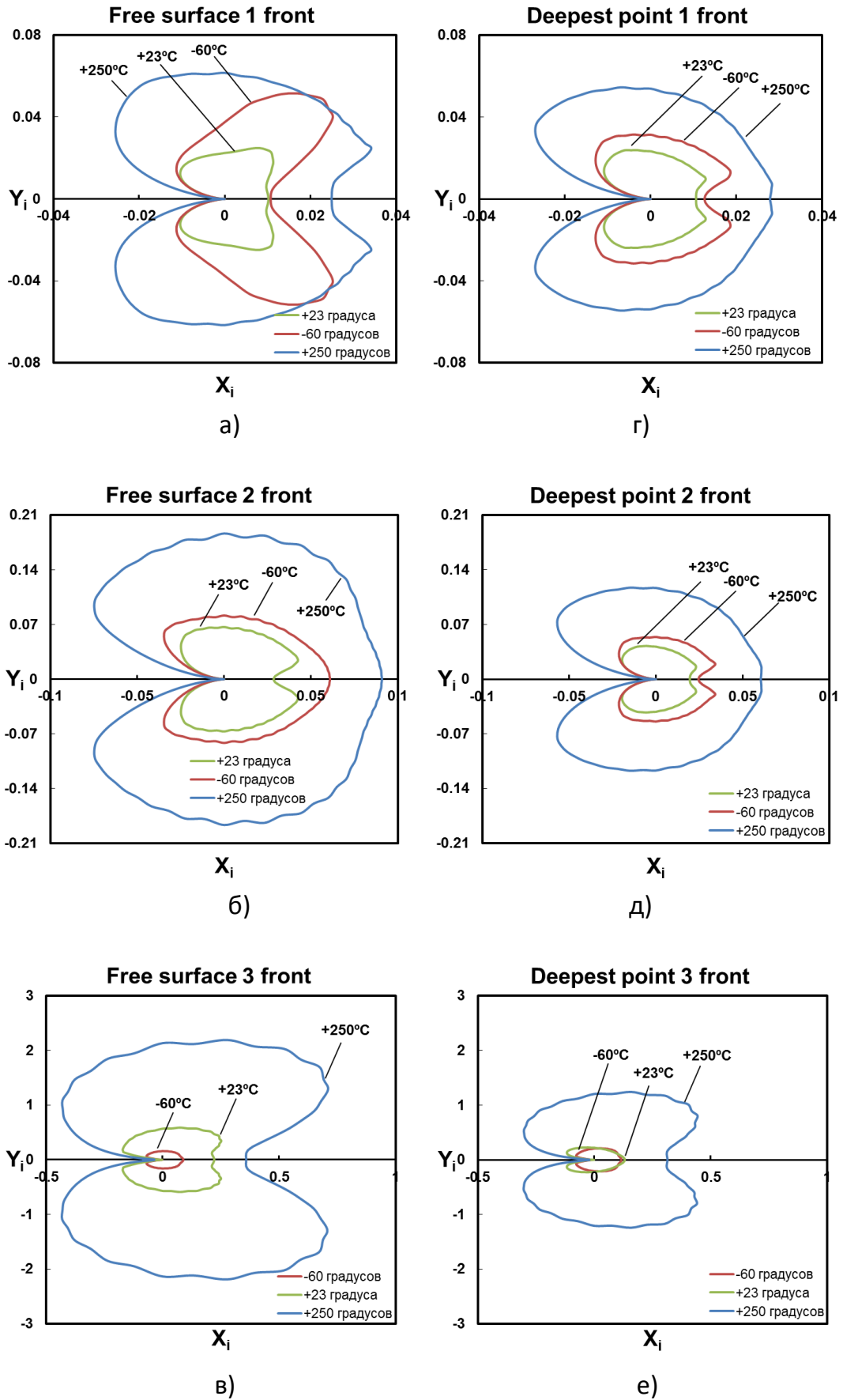
В разделе 3.2 отмечена актуальность определения характеристического (критического) расстояния или так называемого размера зоны процесса разрушения (ЗПР) для целей настоящей работы, а уравнения 3.2.20 - 3.2.22 описывает форму этой зоны как функцию полярного угла  $\theta$  через соответствующие формулы для упругих  $S_i(\theta)$

и пластических  $S_p(\theta)$  коэффициентов плотности энергии деформации и показателя деформационного упрочнения  $n$ . По физическому смыслу размер зоны процесса разрушения соответствует приращению длины трещины в элементарном акте разрушения. Главное предположение относительно критического расстояния при циклическом нагружении состоит в том, что приращение трещины происходит тогда, когда параметр сопротивления разрушению (напряжение, деформация или энергия) достигает критического значения на определенном характеристическом расстоянии от вершины трещины.

Размер зоны процесса разрушения  $\bar{r}_f(\theta)$ , как уже отмечалось, будет положен в основу модели прогнозирования скорости трещины и остаточной долговечности. В силу зависимости  $\bar{r}_f(\theta)$  от полярной координаты необходимо представлять полный контур зоны процесса разрушения с границами на берегах трещины для обоснования выбора из всех возможных значений одного, которое будет входным параметром в уравнении скорости роста трещины. Для этой цели проведены расчеты контуров ЗПР на основе полученных распределений коэффициентов интенсивности напряжений вдоль экспериментальных фронтов трещин для полых цилиндрических образцов в диапазоне температур состоявшихся испытаний.

На рис. 3.6.1. представлены формы зон процесса разрушения для полых цилиндрических образцов из сплава Д16ЧАТ с поперечным расположением дефекта в диапазоне температур от  $-60^\circ\text{C}$  до  $+250^\circ\text{C}$ . Контрольными точками в этих распределениях являются максимальный размер и длина ЗПР на линии продолжения трещины при  $\theta=0$ .

Из представленных графиков очевидно, что форма, координата максимума и характеристический размер для  $\theta=0$  ЗПР существенно зависят от температуры испытаний. Положение и форма фронта в плане накладывают дополнительный эффект на эти распределения. В первичных данных экспериментально наблюдаемых процессов развития трещин в полых образцах отмечено, что скорости роста трещины на свободной цилиндрической поверхности и в наиболее глубокой точке фронта не совпадают между собой. Это обстоятельство подтверждается двумя наборами графиков, рис. 3.6.1(а-в) и рис. 3.6.1(г-е) для этих ключевых точек фронта трещины.



**Рис. 3.6.1.** Зоны процесса разрушения для полых цилиндрических образцов с поперечным расположением дефекта в диапазоне температур (*free surface* – свободная поверхность, *deepest point* – точка наиболее глубокого проникновения)

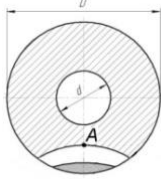
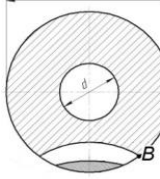
Для 1 и 2 фронтов минимальная зона процесса разрушения соответствует комнатной температуре, а для 3 фронта минимальная зона процесса разрушения соответствует пониженной температуре. В точке наиболее глубокого проникновения зоны процесса разрушения для комнатной и пониженной температуры становятся примерно равными. При повышенной температуре (+250°C) трещина в образце распространяется с большей скоростью, чем при комнатной и пониженной температуре. Эти результаты согласуются с данными, полученными в ходе эксперимента. Очевидно, что отмеченная чувствительность размера зоны процесса разрушения к сочетаниям формы фронта трещины и температуры приведет, как следствие, к различным прогнозным значениям остаточной долговечности образцов и элементов конструкций.

### **3.7. Аппроксимация численных результатов для полых цилиндрических и компактных образцов**

Выполненный комплекс расчетов на основе МКЭ в упругой и физически нелинейной постановке соответствует состоявшийся программе испытаний полых цилиндрических и компактных образцов. В качестве иллюстраций отдельные комбинации условий нагружения, геометрии фронта трещины и температуры испытаний приведены в соответствующих разделах 3.3 - 3.6 настоящей главы. Обобщение всего набора экспериментальных исследований для каждого образца представлено в виде аппроксимационных функций с использованием полиномов высоких порядков. Исходя из цели последующего использования этих функций в порядке интерпретации экспериментальных результатов соответствующие уравнения разделены на три группы.

Первая группа относится к описанию поведения соотношения полуосей полуэллиптической трещины в полых цилиндрическом образце по относительной толщине стенки цилиндра и представлена в таблице 3.7.1. В этой таблице представлены функции аппроксимации экспериментально измеренных соотношений полуосей трещин в полых цилиндрических образцах из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$ . Данные зависимости позволяют определить размер трещины в самой глубокой точки фронта (*точка А*), зная размер трещины на поверхности (*точка В*) для любого размера фронта трещины в полых цилиндрическом образце.

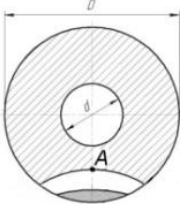
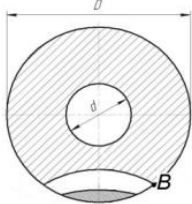
**Таблица 3.7.1.** Функции аппроксимации соотношений полуосей трещин в полых образцах из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$

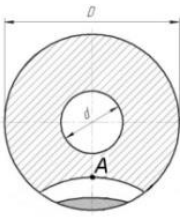
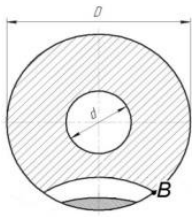
	<i>Д16ЧАТ</i>	<i>В95АТ1</i>
<i>Температура,</i> $^{\circ}\text{C}$		
$-60^{\circ}\text{C}$	$a/D = 87.822916(b/D)^5 - 156.445681(b/D)^4 + 100.832501(b/D)^3 - 27.577191(b/D)^2 + 3.462526(b/D) + 0.135534$	$a/D = 13.549623(b/D)^3 - 11.551544(b/D)^2 + 3.570982(b/D) + 0.101122$
$+23^{\circ}\text{C}$	$a/D = 3.765689(b/D)^3 - 5.851308(b/D)^2 + 2.978447(b/D) + 0.113208$	$a/D = 1.725946(b/D)^3 - 2.769849(b/D)^2 + 1.877501(b/D) + 0.114550$
$+250^{\circ}\text{C}$	$a/D = -24.240800(b/D)^4 + 28.347176(b/D)^3 - 11.532089(b/D)^2 + 2.799875(b/D) + 0.110663$	$a/D = 1.919151(b/D)^3 - 3.221639(b/D)^2 + 2.129532(b/D) + 0.114291$

Для установления эффектов развития именно несквозных дефектов в полых цилиндрических образцах, было принято относить скорость роста трещин к двум базовым точкам фронта трещины. Одной из них является точка на боковой свободной поверхности образца, где производятся замеры приращения трещины оптическим микроскопом. Вторая точка относится к срединному сечению наибольшей глубины криволинейного фронта. Именно для этих двух точек в таблице.3.7.1 приведены функции аппроксимации.

Вторая группа аппроксимационных функций (табл. 3.7.2) принадлежит описанию  $K$ -тарировочных функций упругих коэффициентов интенсивности напряжений для смешанных форм деформирования и упруго-пластического  $I_n$ -интеграла, входящего в формулы для расчета пластического КИН в полых цилиндрических образцах с поперечным расположением дефекта из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$ . С использованием этих функций аппроксимации были вычислены текущие значения упругих и пластических КИН для каждого приращения длины трещины при построении диаграмм усталостного разрушения.

**Таблица 3.7.2.** Функции аппроксимации  $K$ -тарировочных функций и  $I_n$ -интеграла в полых цилиндрических образцах с поперечным расположением дефекта из сплавов Д16ТЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^\circ\text{C} \div +250^\circ\text{C}$

		
<b>14 образец</b> <b>-60°C</b> <b>Д16ЧАТ</b>	$I_n = 9.597898(a/D)^2 - 2.531705(a/D) + 7.459471$ $K_1 = 250.153021(a/D)^2 - 68.576039(a/D) + 11.117580$ $K_2 = 1.878263(a/D)^3 - 0.874060(a/D)^2 + 0.129680(a/D) - 0.004242$ $Y_1 = 39.550121(a/D)^2 - 10.842118(a/D) + 1.757730$ $Y_2 = 0.302052(a/D)^3 - 0.142248(a/D)^2 + 0.021462(a/D) - 0.000733$	$I_n = 253.624890(b/D)^3 - 232.594258(b/D)^2 + 70.952099(b/D) + 3.087298$ $K_1 = -41.934706(b/D)^2 + 63.653544(b/D) + 6.652452$ $K_2 = -0.042790(b/D)^2 + 0.032077(b/D) + 0.004046$ $Y_1 = 22.544136(b/D)^2 - 0.527399(b/D) + 1.051778$ $Y_2 = -0.260066(b/D)^3 + 0.227535(b/D)^2 - 0.065510(b/D) + 0.006397$
<b>12 образец</b> <b>-60°C</b> <b>В95АТ1</b>	$I_n = 2.049263(a/D)^2 - 0.228422(a/D) + 4.800179$ $K_1 = 47.752997(a/D)^2 + 1.218490(a/D) + 5.939636$ $K_2 = 0.301789(a/D)^2 - 0.089050(a/D) + 0.007986$ $Y_1 = 7.549942(a/D)^2 + 0.192645(a/D) + 0.939079$ $Y_2 = 0.047714(a/D)^2 - 0.014079(a/D) + 0.001263$	$I_n = -33.845309(b/D)^2 + 12.768779(b/D) + 2.897077$ $K_1 = 458.553932(b/D)^2 + 31.460964(b/D) + 6.941180$ $K_2 = 0.133078(b/D)^2 + 0.054303(b/D) + 0.001004$ $Y_1 = 44.602276(b/D)^2 + 12.056910(b/D) + 0.876773$ $Y_2 = 0.020097(b/D)^2 + 0.009497(b/D) + 0.000127$
<b>27 образец</b> <b>+23°C</b> <b>Д16ЧАТ</b>	$I_n = -0.207861(a/D)^2 + 1.149787(a/D) + 6.247978$ $K_1 = 13.765776(a/D)^2 + 20.297951(a/D) + 4.286800$ $K_2 = 0.091922(a/D)^2 + 0.027113(a/D) - 0.002050$ $Y_1 = 1.837034(a/D)^2 - 0.458825(a/D) + 1.074656$ $Y_2 = 0.011612(a/D)^2 - 0.001577(a/D) + 0.000338$	$I_n = -79.072531(b/D)^2 + 30.195301(b/D) + 5.000000$ $K_1 = 213.244367(b/D)^2 + 79.705756(b/D) + 6.623306$ $K_2 = 0.650019(b/D)^2 - 0.234666(b/D) + 0.038783$ $Y_1 = 33.690750(b/D)^2 - 0.769982(b/D) + 1.047170$ $Y_2 = 0.135213(b/D)^2 - 0.051284(b/D) + 0.006132$

		
<b>33 образец</b> <b>+23°C</b> <b>B95AT1</b>	$I_n = 22.284692(a/D)^2 - 3.969596(a/D) + 4.304736$ $K_1 = 102.708863(a/D)^2 - 2.095889(a/D) + 5.063135$ $K_2 = 0.469483(a/D)^2 - 0.133478(a/D) + 0.010726$ $Y_1 = 11.544004(a/D)^2 - 3.480301(a/D) + 1.191779$ $Y_2 = 0.035415(a/D)^2 - 0.010088(a/D) + 0.000961$	$I_n = 11.664467(b/D)^2 - 4.713177(b/D) + 6.493682$ $K_1 = -447.503829(b/D)^2 + 197.335917(b/D) + 4.534550$ $K_2 = 0.077021(b/D)^2 + 0.012244(b/D) + 0.004565$ $Y_1 = -28.425691(b/D)^2 + 12.428340(b/D) + 0.716930$ $Y_2 = 0.002159(b/D)^2 + 0.000507(b/D) + 0.000722$
<b>25 образец</b> <b>+250°C</b> <b>Д16ЧАТ</b>	$I_n = -26.521482(a/D)^2 + 6.524312(a/D) + 5.612191$ $K_1 = 24.473716(a/D)^2 + 35.601222(a/D) + 2.522672$ $K_2 = 0.143197(a/D)^2 - 0.021486(a/D) + 0.002567$ $Y_1 = 6.492323(a/D)^2 - 2.418288(a/D) + 1.230910$ $Y_2 = 0.006985(a/D)^2 + 0.000140(a/D) + 0.000207$	$I_n = -202.477737(b/D)^2 + 61.133279(b/D) + 3.555473$ $K_1 = 144.989667(b/D)^2 + 44.675807(b/D) + 6.621288$ $K_2 = 1.234526(b/D)^2 - 0.279551(b/D) + 0.009430$ $Y_1 = 9.558303(b/D)^2 + 1.723097(b/D) + 1.046851$ $Y_2 = 0.081451(b/D)^2 - 0.018418(b/D) + 0.000678$
<b>32 образец</b> <b>+250°C</b> <b>B95AT1</b>	$I_n = 28.814163(a/D)^3 - 39.767957(a/D)^2 + 8.981058(a/D) + 5.494426$ $K_1 = 554.871833(a/D)^3 - 245.129685(a/D)^2 + 34.311363(a/D) + 5.072892$ $K_2 = 0.362102(a/D)^2 - 0.067268(a/D) + 0.004959$ $Y_1 = 47.626452(a/D)^3 - 27.160787(a/D)^2 + 4.347123(a/D) + 0.833719$ $Y_2 = 0.016287(a/D)^2 + 0.000822(a/D) + 0.000027$	$I_n = 52.124683(b/D)^2 - 24.201535(b/D) + 4.129955$ $K_1 = 235.065915(b/D)^2 + 50.855779(b/D) + 2.040553$ $K_2 = 1.980083(b/D)^2 - 0.413100(b/D) + 0.016213$ $Y_1 = 12.377405(b/D)^2 + 4.491011(b/D) + 0.322619$ $Y_2 = 0.132482(b/D)^2 - 0.026588(b/D) + 0.001043$

**Таблица 3.7.3.** Аппроксимационные зависимости между пластическим коэффициентом интенсивности напряжений, соотношением полуосей и относительной глубиной проникновения трещины при температуре +370°C

Марка материала / температура / нагрузка	z/B	Аппроксимационная зависимость
<b>BT3-1</b> <b>+23°C</b> <b>4 кН</b>	0.05	$I_n = 73.896(a/w)^2 - 55.689(a/w) + 15.892$ $\sigma_e = -0.0484(a/w)^2 - 0.0689(a/w) + 1.0331$ $\varepsilon_{\max} = 662.14(a/w)^4 - 1223.9(a/w)^3 + 850.25(a/w)^2 - 261.45(a/w) + 31.007$ $Y_1 = 333.62(a/w)^3 - 365.95(a/w)^2 + 141.67(a/w) - 10.248$ $Y_2 = 0.7307(a/w)^3 - 0.6341(a/w)^2 + 0.1843(a/w) - 0.0031$ $K_1 = 480.59(a/w)^3 - 454.42(a/w)^2 + 142.15(a/w) + 1.2609$ $K_2 = 1.3239(a/w)^3 - 1.1742(a/w)^2 + 0.3549(a/w) - 0.0105$
	0.5	$I_n = 53.1(a/w)^2 - 34.739(a/w) + 11.72$ $\sigma_e = -0.3171(a/w)^2 + 0.2073(a/w) + 0.967$ $\varepsilon_{\max} = 694.75(a/w)^4 - 1252.1(a/w)^3 + 850.43(a/w)^2 - 256.97(a/w) + 30.369$ $Y_1 = 309.53(a/w)^3 - 296.52(a/w)^2 + 94.384(a/w) - 0.1345$ $Y_2 = 0.7975(a/w)^3 - 0.6703(a/w)^2 + 0.1797(a/w) + 0.0017$ $K_1 = 515.49(a/w)^3 - 467.43(a/w)^2 + 134.68(a/w) + 5.5764$ $K_2 = 1.5444(a/w)^3 - 1.4174(a/w)^2 + 0.4473(a/w) - 0.02$
<b>BT3-1</b> <b>+23°C</b> <b>7 кН</b>	0.05	$I_n = -50.462(a/w)^2 + 89.889(a/w) - 21.144$ $\sigma_e = -0.6504(a/w)^2 + 0.534(a/w) + 0.891$ $\varepsilon_{\max} = 237.16(a/w)^3 - 284.75(a/w)^2 + 115.27(a/w) - 12.154$ $Y_1 = 206.25(a/w)^2 - 153.25(a/w) + 44.278$ $Y_2 = 0.414(a/w)^2 - 0.2294(a/w) + 0.0545$ $K_1 = 365.56(a/w)^2 - 271.63(a/w) + 78.481$ $K_2 = 0.7338(a/w)^2 - 0.4066(a/w) + 0.0966$
	0.5	$I_n = -114.4(a/w)^2 + 154.94(a/w) - 36.77$ $\sigma_e = -1.1983(a/w)^2 + 1.0623(a/w) + 0.7696$ $\varepsilon_{\max} = 328.63(a/w)^3 - 405.41(a/w)^2 + 167.3(a/w) - 18.85$ $Y_1 = 230.15(a/w)^2 - 171.35(a/w) + 49.198$ $Y_2 = 0.4851(a/w)^2 - 0.283(a/w) + 0.0672$ $K_1 = 407.94(a/w)^2 - 303.7(a/w) + 87.201$ $K_2 = 0.8598(a/w)^2 - 0.5017(a/w) + 0.1192$
<b>BT3-1</b> <b>+300°C</b> <b>3.45 кН</b>	0.05	$I_n = 139.83(a/w)^2 - 103.56(a/w) + 24.66$ $\sigma_e = -0.1192(a/w)^2 + 0.0054(a/w) + 1.0136$ $\varepsilon_{\max} = 630.68(a/w)^4 - 1141.5(a/w)^3 + 771.96(a/w)^2 - 230.37(a/w) + 26.755$ $Y_1 = 188.78(a/w)^3 - 164.47(a/w)^2 + 47.77(a/w) + 2.9631$



## Продолжение таблицы 3.7.3.

<b>BT3-1</b> <b>+300°C</b> <b>3.45 κH</b>	0.05	$Y_2 = 0.4186(a/w)^2 - 0.3118(a/w) + 0.0699$ $K_1 = 274.79(a/w)^3 - 190.36(a/w)^2 + 30.059(a/w) + 14.597$ $K_2 = 0.7419(a/w)^2 - 0.5526(a/w) + 0.1239$
	0.5	$I_n = 98.814(a/w)^2 - 65.277(a/w) + 16.345$ $\sigma_e = -5.8548(a/w)^3 + 7.6514(a/w)^2 - 3.3537(a/w) + 1.489$ $\epsilon_{max} = 723.84(a/w)^4 - 1276.1(a/w)^3 + 838.58(a/w)^2 - 243.16(a/w) + 27.69$ $Y_1 = 229.03(a/w)^3 - 213.67(a/w)^2 + 69.031(a/w) + 0.5301$ $Y_2 = 0.473(a/w)^2 - 0.3559(a/w) + 0.0799$ $K_1 = 273.56(a/w)^3 - 154.83(a/w)^2 + 1.4792(a/w) + 21.623$ $K_2 = 0.8383(a/w)^2 - 0.6308(a/w) + 0.1416$
<b>BT3-1</b> <b>+300°C</b> <b>5.1 κH</b>	0.05	$I_n = 15.448(a/w)^2 + 34.083(a/w) - 7.8235$ $\sigma_e = -0.8754(a/w)^2 + 0.731(a/w) + 0.8497$ $\epsilon_{max} = 225.03(a/w)^3 - 263.11(a/w)^2 + 103.09(a/w) - 10.824$ $Y_1 = 210.72(a/w)^2 - 165.48(a/w) + 43.721$ $Y_2 = 0.5438(a/w)^2 - 0.3816(a/w) + 0.085$ $K_1 = 373.5(a/w)^2 - 293.3(a/w) + 77.494$ $K_2 = 0.9639(a/w)^2 - 0.6763(a/w) + 0.1506$
	0.5	$I_n = -58.87(a/w)^2 + 104.58(a/w) - 23.827$ $\sigma_e = -1.523(a/w)^2 + 1.3421(a/w) + 0.7128$ $\epsilon_{max} = 286.15(a/w)^3 - 339.58(a/w)^2 + 135.17(a/w) - 14.794$ $Y_1 = 236.18(a/w)^2 - 185.82(a/w) + 48.835$ $Y_2 = 0.6174(a/w)^2 - 0.4396(a/w) + 0.0982$ $K_1 = 418.61(a/w)^2 - 329.36(a/w) + 86.558$ $K_2 = 1.0944(a/w)^2 - 0.7792(a/w) + 0.174$
<b>BT3-1</b> <b>+370°C</b> <b>5 κH</b>	0.05	$I_n = 55.987(a/w)^2 + 0.8911(a/w) - 0.9867$ $\sigma_e = -1.0094(a/w)^2 + 0.8323(a/w) + 0.8311$ $\epsilon_{max} = 1495.4(a/w)^4 - 2676.9(a/w)^3 + 1788.4(a/w)^2 - 527.65(a/w) + 60.632$ $Y_1 = 148.03(a/w)^2 - 109.01(a/w) + 31.142$ $Y_2 = 0.1362(a/w)^2 - 0.0897(a/w) + 0.0147$ $K_1 = 262.38(a/w)^2 - 193.21(a/w) + 55.198$ $K_2 = 0.2413(a/w)^2 - 0.1589(a/w) + 0.026$
	0.5	$I_n = -0.6107(a/w)^2 + 60.047(a/w) - 14.773$ $\sigma_e = -1.0074(a/w)^2 + 0.8304(a/w) + 0.8315$ $\epsilon_{max} = 1505.6(a/w)^4 - 2624.2(a/w)^3 + 1708.2(a/w)^2 - 491.9(a/w) + 56.039$ $Y_1 = 165.75(a/w)^2 - 122.41(a/w) + 34.738$ $Y_2 = 0.149(a/w)^2 - 0.0976(a/w) + 0.0158$ $K_1 = 293.78(a/w)^2 - 216.96(a/w) + 61.571$ $K_2 = 0.2641(a/w)^2 - 0.173(a/w) + 0.0281$

Третью расширенную группу аппроксимационных функций для компактных образцов составляют упруго-пластические параметры, которые будут использованы при интерпретации экспериментальных данных, а также в порядке выполнения расчетов по прогнозированию роста трещин в испытательных образцах и элементах конструкций. В дополнение к функциям аппроксимации упругих и пластических КИН в таблицу 3.7.3 введены функции поведения безразмерных эквивалентных напряжений и максимальных пластических деформаций.

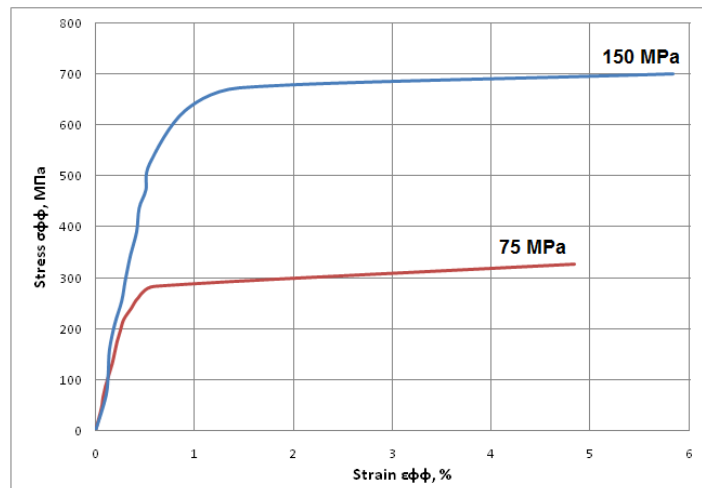
Для оценки эффектов стеснения при развитии трещины в компактных образцах, было принято относить скорость роста трещин к двум базовым точкам фронта трещины. Одной из них является точка на поверхности образца  $z/B=0.05$ , где производятся замеры приращения трещины оптическим микроскопом. Вторая точка относится к срединному сечению образца  $z/B=0.5$ . Для этих двух точек в табл. 3.7.3 приведены аппроксимации  $I_n$ -интеграла, интенсивности напряжений, максимума деформаций и  $K$ -тарировочных функций в компактных образцах из титанового сплавов ВТ3-1 при температуре  $+23^\circ\text{C}$ ,  $+300^\circ\text{C}$  и  $+370^\circ\text{C}$ . В дальнейшем с использованием этих функций аппроксимации были вычислены значения упругих и пластических КИН для каждого приращения длины трещины при построении диаграмм усталостного разрушения.

## **ГЛАВА 4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЦИКЛИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ СПЛАВА Д16ЧАТ, В95АТ1 И ВТ3-1 ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ**

В настоящей главе приведены результаты экспериментальных исследований развития усталостных трещин в полых цилиндрических образцах с различной ориентацией поверхностного дефекта при растяжении, совместном действии растяжения и кручения, а также внутреннего давления. Установлено влияние условий нагружения на характеристики скорости развития усталостных трещин в алюминиевых сплавах в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Рассмотрено влияние температуры на скорость роста трещины в компактных образцах из титанового сплава ВТ3-1. Для интерпретации экспериментальных данных использовались численные результаты, приведенные в главе 3.

### **4.1. Эффекты перераспределения напряжений в полом цилиндре при внутреннем давлении**

Для установления эффектов перераспределения напряжений были выбраны гладкий полый тонкостенный цилиндрический образец и образец с кольцевой выточкой. Геометрия образцов представлена на рис. 2.2.1 и рис. 2.2.3 параграфа 2. Из классического упругого решения известно, что при чистом внутреннем давлении в полом цилиндре окружные напряжения в два раза превышают осевые напряжения, совпадающие с направлением продольной оси симметрии. Испытания проводились при монотонном статическом нагружении. По результатам испытаний были получены диаграммы деформирования для гладкого образца и образца с кольцевой выточкой, которые представлены в условных упругих напряжениях (рис. 4.1.1). Разрушающая нагрузка для полого гладкого цилиндрического образца составила 75 МПа, для полого цилиндрического образца с кольцевой выточкой – 150 МПа. Из представленной на рис. 4.1.1 диаграммы следует, что при одинаковой площади поперечного сечения гладкого цилиндрического образца и минимального сечения образца с внешней кольцевой выточкой, разрушающее давление и соответственно разрушающие окружные напряжения отличаются в два раза. Этот факт свидетельствует о влиянии концентратора на перераспределение напряжений и деформаций в зоне кольцевой выточки.



**Рис. 4.1.1.** Диаграммы деформирования гладкого и надрезанного образцов

При нагружении внутренним давлением для гладкого цилиндрического образца характерен продольный вид разрушения, что подтверждено экспериментально (рис. 4.1.2а). Трещина располагается по нормали к максимальным окружным напряжениям. Трещина развивалась вдоль образующей и распространяется на половину длины рабочей части образца. В противоположность этому, при том же нагружении внутренним давлением образца с кольцевой выточкой, наблюдается поперечный вид разрушения по нормали к осевым напряжениям (рис. 4.1.2б).



а)



б)

**Рис. 4.1.2.** Виды разрушения гладкого (а) и надрезанного (б) образцов при испытаниях на внутреннее давление

Очевидно, что имеет место перераспределение напряжений и связанная с ним смена доминирующего механизма разрушения из-за влияния концентратора при упруго-пластическом деформировании. Это обстоятельство предопределяет необходимость

численного анализа полей напряжений и деформаций в гладком и надрезанном образцах для полученных в экспериментах значений внутреннего давления при разрушении.

Расчетная схема МКЭ гладкого полого цилиндрического образца, а также образца с кольцевой выточкой, а также распределения компонент упруго-пластических эквивалентных напряжений по Мизесу приведены на рис. 2.2.4 - 2.2.6 параграфа 2 настоящей работы.

Анализ эффектов перераспределения напряжений в образцах рассматриваемых геометрий проводился на основе двух параметров НДС:

– коэффициента двухосности напряжений

$$\eta = \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{\theta\theta}}, \quad (4.1.1)$$

где компоненты напряжений  $\sigma_{zz}$  и  $\sigma_{\theta\theta}$  рассчитывались по формулам таблицы 3.1.4 параграфа 3.

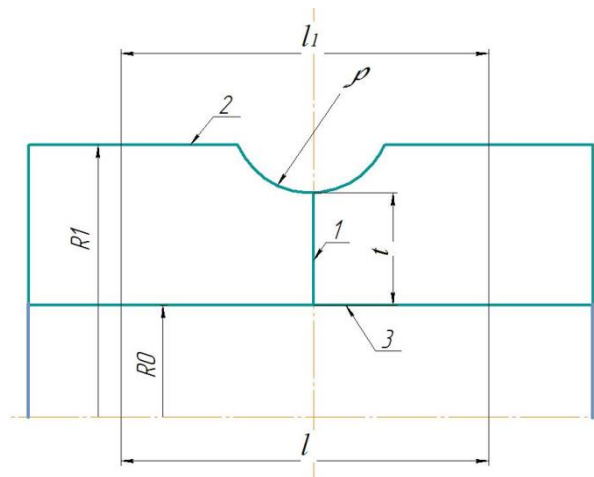
– коэффициента концентрации упруго-пластических напряжений

$$\alpha_{\sigma_e}^{FEM} = \sigma_e^{\text{выточки}} / \sigma_e^{\text{гл}} \quad (4.1.2)$$

$$\alpha_{\sigma_{\theta\theta}}^{FEM} = \sigma_{\theta\theta}^{\text{выточки}} / \sigma_{\theta\theta}^{\text{гл}} \quad (4.1.3)$$

$$\alpha_{\sigma_{zz}}^{FEM} = \sigma_{zz}^{\text{выточки}} / \sigma_{zz}^{\text{гл}} \quad (4.1.4)$$

Формула (4.1.1) определяет отношение осевых действующих напряжений, совпадающих с продольной осью симметрии образца, к окружным (тангенциальным) напряжениям. Уравнения (4.1.2 - 4.1.4) соответствуют отношениям максимальных напряжений в образце с концентратором к соответствующим напряжениям в гладком цилиндрическом полом образце в одних и тех же точках контрольных сечений. В качестве таковых выбраны три сечения (рис. 4.1.3).



**Рис. 4.1.3.** Чертеж контрольных сечений цилиндрического образца

Сечение 1 соответствует центральному поперечному сечению гладкого образца и минимальному сечению в зоне внешней кольцевой выточки в надрезанном образце. В этом сечении распределения напряжений будут соответствовать эпюрам по толщине стенки образца. Сечение 2 относится к внешней поверхности, а сечение 3 к внутренней поверхности гладкого и надрезанного образца, соответственно. В качестве горизонтальной оси на последующих эпюрах использованы безразмерные координаты. Нормировка координат сечения 1 проведена на толщину стенки  $t = 1$  мм так, что  $r = 0$  соответствует наружной поверхности, а  $r = 1$  внутренней поверхности цилиндра. Координаты сечений 2 и 3 отнесены к периметрам длиной  $l = 4$  мм и  $l_1 = 5$  мм.

На рис. 4.1.4. представлены распределения компонент нормальных напряжений  $\sigma_{rr}$ ,  $\sigma_{\theta\theta}$ ,  $\sigma_{zz}$  и эквивалентных  $\sigma_e$  по Мизесу напряжений в гладком (рис. 4.1.4а-с) и надрезанном (рис. 4.1.4d-f) образцах. При этом рис. 4.1.4а, d соответствуют сечению 1, а рис. 4.1.4б, е и рис. 4.1.4с, f принадлежат сечениям 2 и 3, соответственно. Из распределений компонент радиальных напряжений  $\sigma_{rr}$  следует (рис. 4.1.4а, d), что на внутренней поверхности гладкого и надрезанного образцов радиальные напряжения равны приложенному внутреннему давлению  $P = 75$  МПа и  $P = 150$  МПа, а на наружной поверхности радиальные напряжения равны нулю. Этот факт подтверждает корректность воспроизведения экспериментальных условий нагружения в виде внутреннего давления в порядке численных расчетов.

Распределения рис. 4.1.4а, d показывают, что имеет место градиент всех компонент напряжений по толщине стенки гладкого и надрезанного образцов. На наружной поверхности гладкого образца при действии внутреннего давления

максимальными являются окружные напряжения  $\sigma_{\theta\theta}$ , а в надрезанном образце в том же самом месте максимум принадлежит осевым напряжениям  $\sigma_{zz}$ . На внутренней поверхности каждого образца максимум соответствует эквивалентным напряжениям  $\sigma_e$ . При этом гладкий образец разрушился при напряжениях близких к пределу текучести материала Д16ЧАТ. Максимальные напряжения в образце с концентратором напряжений существенно превышают предел текучести для исследуемого материала.

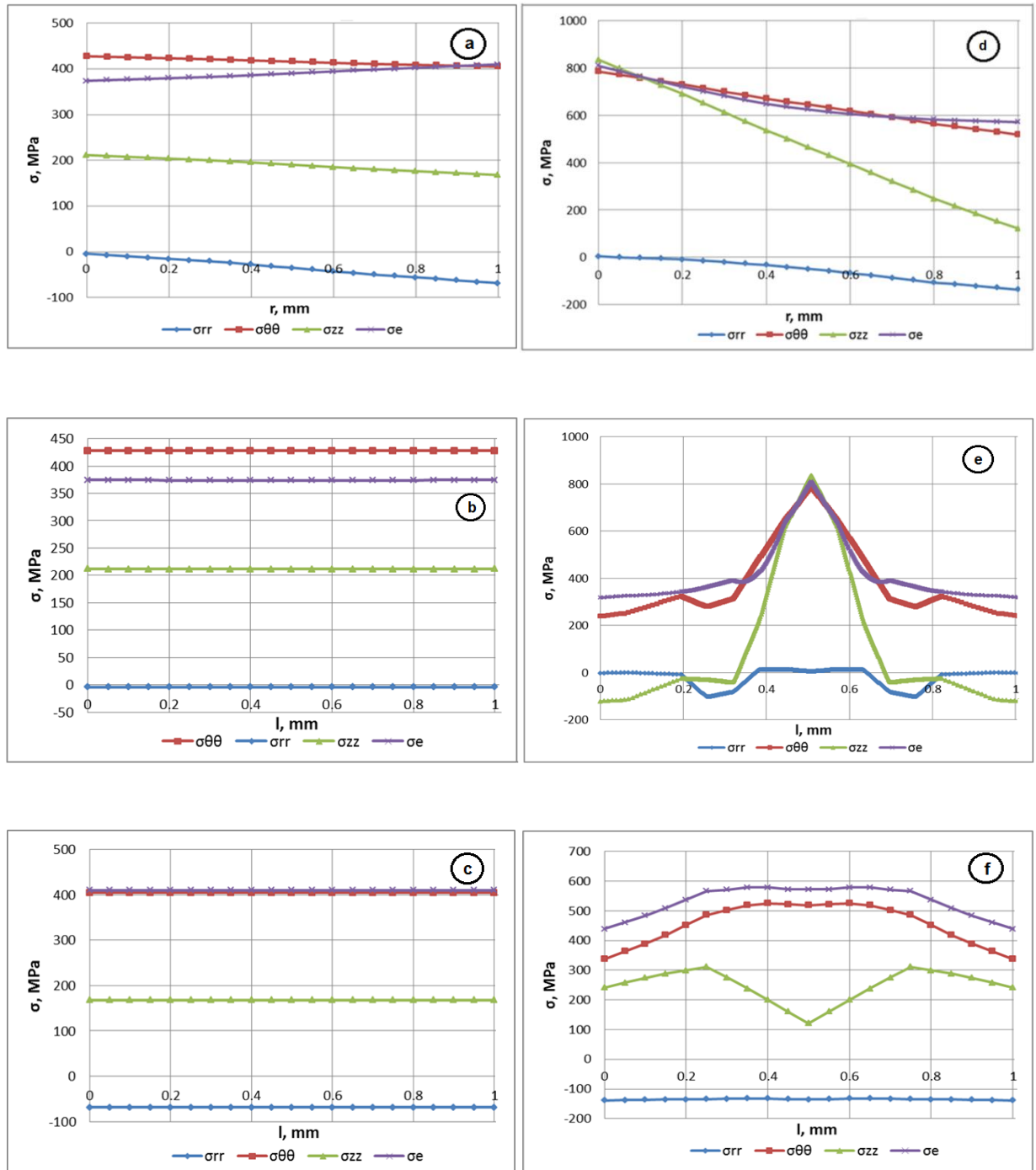


Рис. 4.1.4. Распределения напряжений в контрольных сечениях образцов

Профили эпюр всех компонент напряжений по длине гладкого образца на внешнем (рис. 4.1.4b) и внутреннем (рис. 4.1.4c) контуре полого цилиндра имеют совершенно однородный характер. Как и следовало ожидать, наличие концентратора в форме внешней кольцевой выточки в надрезанном образце приводит к резким градиентам компонент напряжений на внешней (рис. 4.1.4e) и внутренней (рис. 4.1.4f) поверхностях.

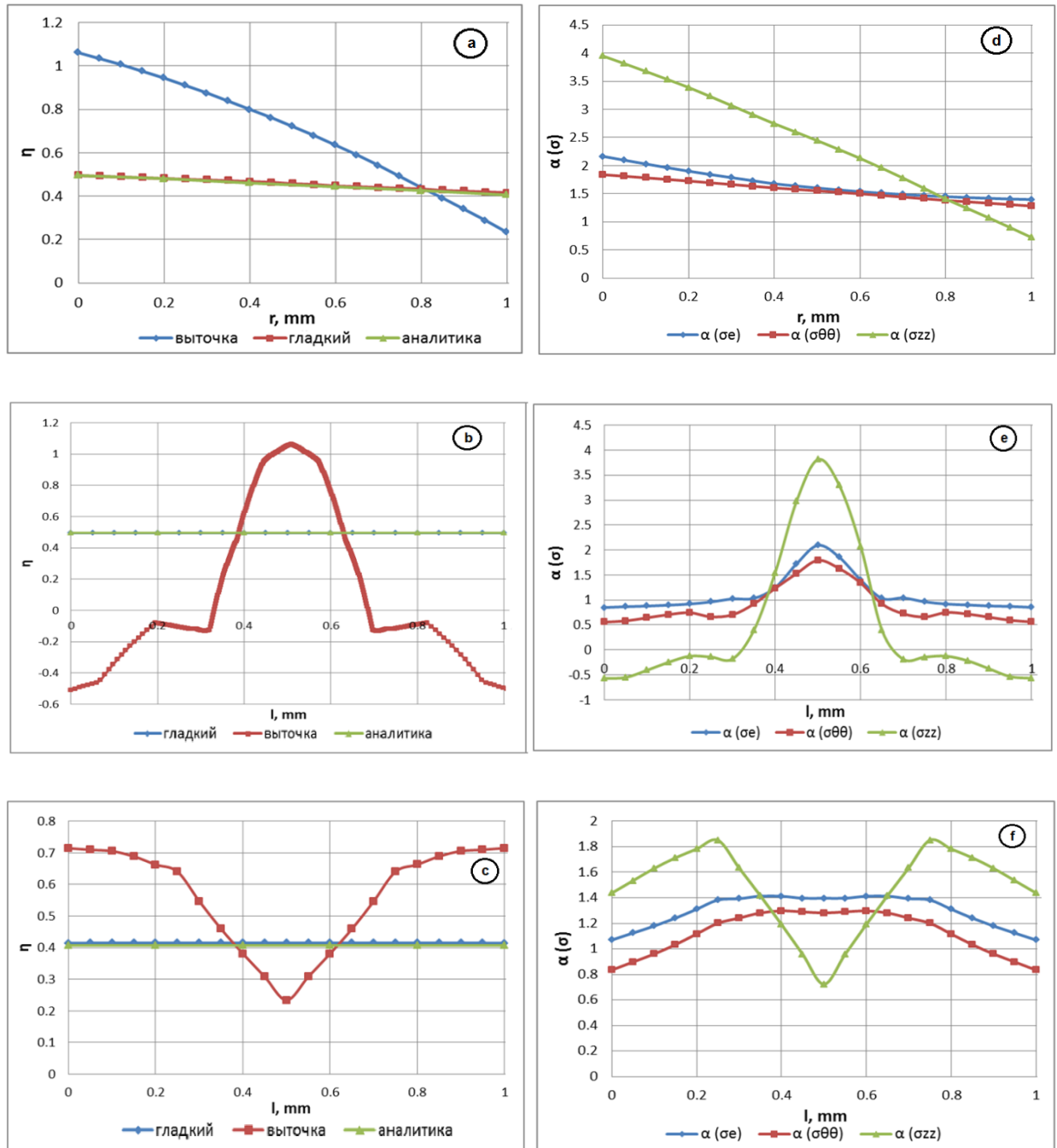


Рис. 4.1.5. Распределения коэффициентов двухосности и концентрации напряжений



На рис. 4.1.5 на основе состоявшихся упруго-пластических расчетов представлены распределения коэффициентов двухосности  $\eta = \sigma_{\theta\theta}/\sigma_{zz}$  компонент нормальных напряжений (рис. 4.1.5а-с), рассчитанных по уравнению (4.1.1) и коэффициентов концентрации напряжений (рис. 4.1.5d-f) в гладком и надрезанном образцах. При этом рис. 4.1.5а, d соответствуют сечению 1, а рис. 4.1.5b, е и рис. 4.1.5с, f принадлежат сечениям 2 и 3, соответственно. В гладком цилиндрическом образце коэффициент двухосности  $\eta$  имеет небольшой градиент по толщине стенки и по величине совпадает с классическим упруго-пластическим решением, когда при действии внутреннего давления максимальными являются окружные напряжения  $\sigma_{\theta\theta}$ . В противоположность гладкому образцу, в образце с концентратором на части стенки центрального поперечного сечения, близкой к наружной поверхности, коэффициент двухосности  $\eta > 1$ . Этот факт говорит о том, что под действием внутреннего давления в зоне концентрации произошло перераспределение напряжений и максимальными стали осевые напряжения  $\sigma_{zz}$ . По сравнению с гладким образцом градиент напряжений по толщине стенки в надрезанном образце существенно увеличился. Совершенно очевидно, что разрушение образца с концентратором началось с внешней поверхности именно под действием осевых напряжений  $\sigma_{zz}$ , поскольку коэффициент концентрации напряжений  $\alpha_{\sigma_{zz}}^{FEM} = 4$  существенно превышает значения других коэффициентов  $\alpha_{\sigma_{\theta\theta}}^{FEM}$  и  $\alpha_{\sigma_e}^{FEM}$  в этой точке наружной поверхности. Концентрация напряжений в зоне выточки на внутренней поверхности образца вдвое меньше, чем на наружной. Фотографии изломов образцов, приведенные на рис. 4.1.2., подтверждают смену доминирующего механизма разрушения под воздействием локальной концентрации напряжений. Подобная ситуация возможна только в силу проявления пластических свойств материала, которые способствуют проявлению эффектов перераспределения напряжений.

Следует отметить, что подобные эффекты будут наблюдаться и при других видах сложного напряженного состояния и интенсивность их проявления будет зависеть от профиля локального концентратора напряжений. В этой связи полезным для практики в порядке обоснования несущей способности элементов конструкций будет системный анализ возможных комбинаций условий нагружения, геометрических параметров концентраторов и пластических свойств материалов.







## 4.2. Развитие поверхностных дефектов в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур от $-60^{\circ}\text{C}$ до $+250^{\circ}\text{C}$

Предыдущий параграф был посвящен рассмотрению поведения при монотонном статическом деформировании гладких цилиндрических образцов в бездефектном состоянии. В настоящем разделе работы объектами экспериментальных исследований выступают полые цилиндрические образцы с поверхностными дефектами.

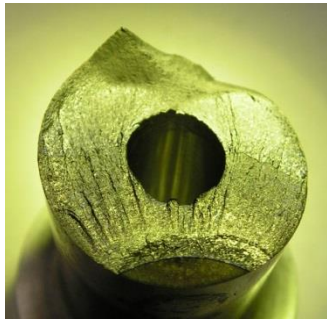
Согласно общей матрицы-программы испытаний (табл. 2.1.1) эксперименты по развитию трещин при циклическом деформировании на алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1 проводились в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  для продольного и поперечного расположения исходного надреза различной формы в плане при простых и комбинированных видах нагружения. В таблице 4.2.1 приведены типовые поверхности разрушения исследованных материалов в цилиндрических полых образцах с поперечным расположением исходного надреза для каждой из рассмотренных температур. Для комнатной температуры показаны отдельно фрактограммы для исходного полукругового ( $a_0/c_0=1.0$ ) и полуэллиптического ( $a_0/c_0=0.3$ ) исходных поперечных надрезов.

В таблице 4.2.2 представлено сравнение поверхностей разрушения образцов из алюминиевых сплавов В95АТ1 и Д16ЧАТ с поперечным и продольным исходным надрезом при совместном действии циклического синфазного растяжения и кручения. На этих поверхностях наблюдаются существенные различия в углах девиации трещины и как следствие в траекториях их развития в зависимости от ориентации исходного надреза. Показанные в таблицах 4.2.1 и 4.2.2 фотографии поверхностей разрушения испытанных образцов дают наглядную качественную иллюстрацию состоявшихся процессов циклического разрушения в зависимости от сочетания условий нагружения, формы надреза и свойств исследованных алюминиевых сплавов В95АТ1 и Д16ЧАТ. Для количественной интерпретации влияния исследуемых факторов в виде диаграмм усталостного разрушения использованы полученные в соответствии с методикой проведения экспериментов, изложенной в главе 2, маркерные положения фронтов развивающихся трещин, которые были оцифрованы на инструментальном оптическом микроскопе со специальной насадкой. Положения маркерных фронтов в ряде случаев отчетливо видны на поверхностях разрушения образцов, показанных в таблицах 4.2.1 и 4.2.2.

**Таблица 4.2.1.** Поверхности разрушения образцов из алюминиевых сплавов В95АТ1 и Д16ЧАТ для различных температур испытаний при растяжении и кручении

 <p><b>В95АТ1, растяжение, поперечный надрез, а/с=1.0, T=+23°C</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение, поперечный надрез, а/с=1.0, T=+23°C</b></p>
 <p><b>В95АТ1, растяжение, поперечный надрез, а/с=0.3, T=+23°C</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение, поперечный надрез, а/с=0.3, T=+23°C</b></p>
 <p><b>В95АТ1, растяжение, поперечный надрез, а/с=0.3, T= -60°C</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение, поперечный надрез, а/с=0.3, T= -60°C</b></p>

## Продолжение таблицы 4.2.1.



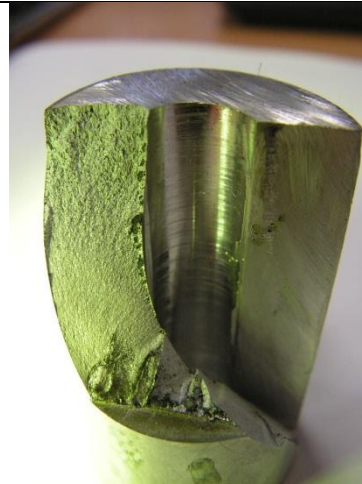
**В95АТ1, растяжение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+250^{\circ}\text{C}$**



**Д16ЧАТ, растяжение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+250^{\circ}\text{C}$**



**В95АТ1, кручение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+23^{\circ}\text{C}$**



**Д16ЧАТ, кручение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+23^{\circ}\text{C}$**



**В95АТ1, кручение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+120^{\circ}\text{C}$**



**Д16ЧАТ, кручение,  
поперечный надрез,  $a/c=0.3$ ,  $T=+120^{\circ}\text{C}$**

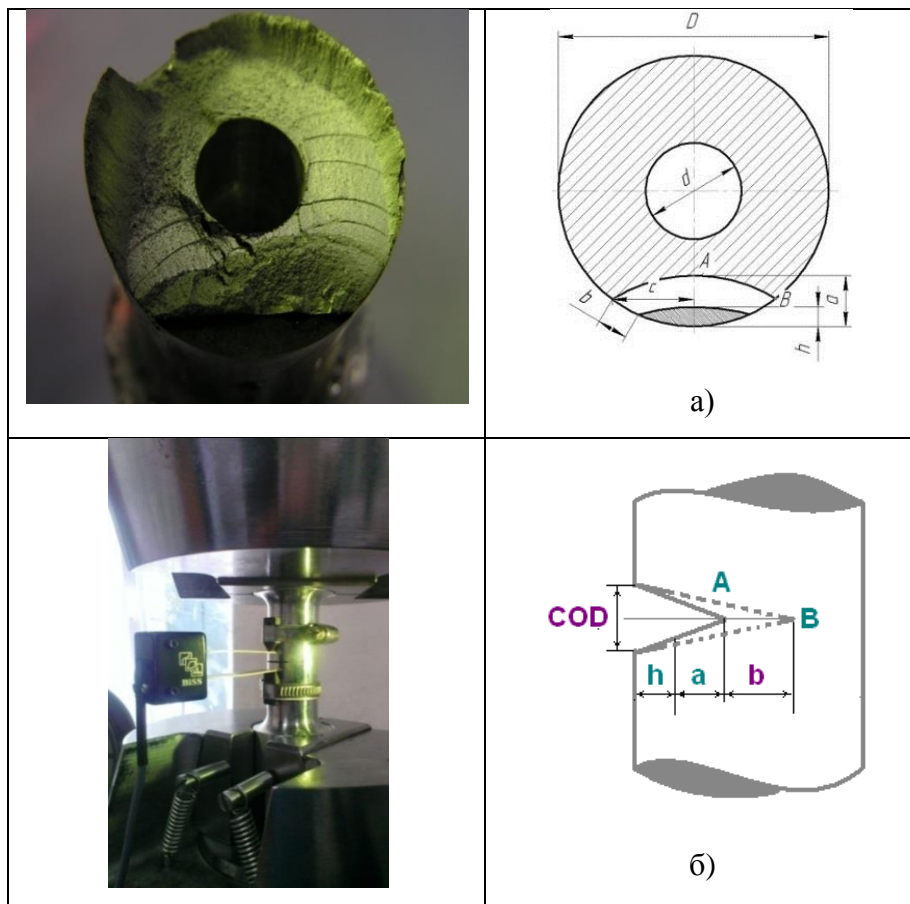
Цель экспериментальных исследований состояла в установлении зависимости численно определенных в предыдущей главе 3 параметров сопротивления разрушения материала в форме коэффициентов интенсивности напряжений от экспериментально замеренных при циклическом нагружении текущих приращений и размеров

поверхностных повреждений с использованием оптических и электронных средств измерений, представленных в главе 2.

**Таблица 4.2.2.** Поверхности разрушения образцов из алюминиевых сплавов В95АТ1 и Д16ЧАТ при растяжении с кручением с поперечным и продольным исходным надрезом

	 <p><b>В95АТ1, растяжение+кручение, поперечный надрез, а/с=0.3, Т=+23°С</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение+кручение, поперечный надрез, а/с=0.3, Т=+23°С</b></p>
	 <p><b>В95АТ1, растяжение+кручение, продольный надрез, а/с=0.3, Т=+120°С</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение+кручение, продольный надрез, а/с=0.3, Т=+120°С</b></p>
	 <p><b>В95АТ1, растяжение+кручение, продольный надрез, а/с=0.3, Т=+23°С</b></p>	 <p><b>Д16ЧАТ, растяжение+кручение, продольный надрез, а/с=0.3, Т=+23°С</b></p>

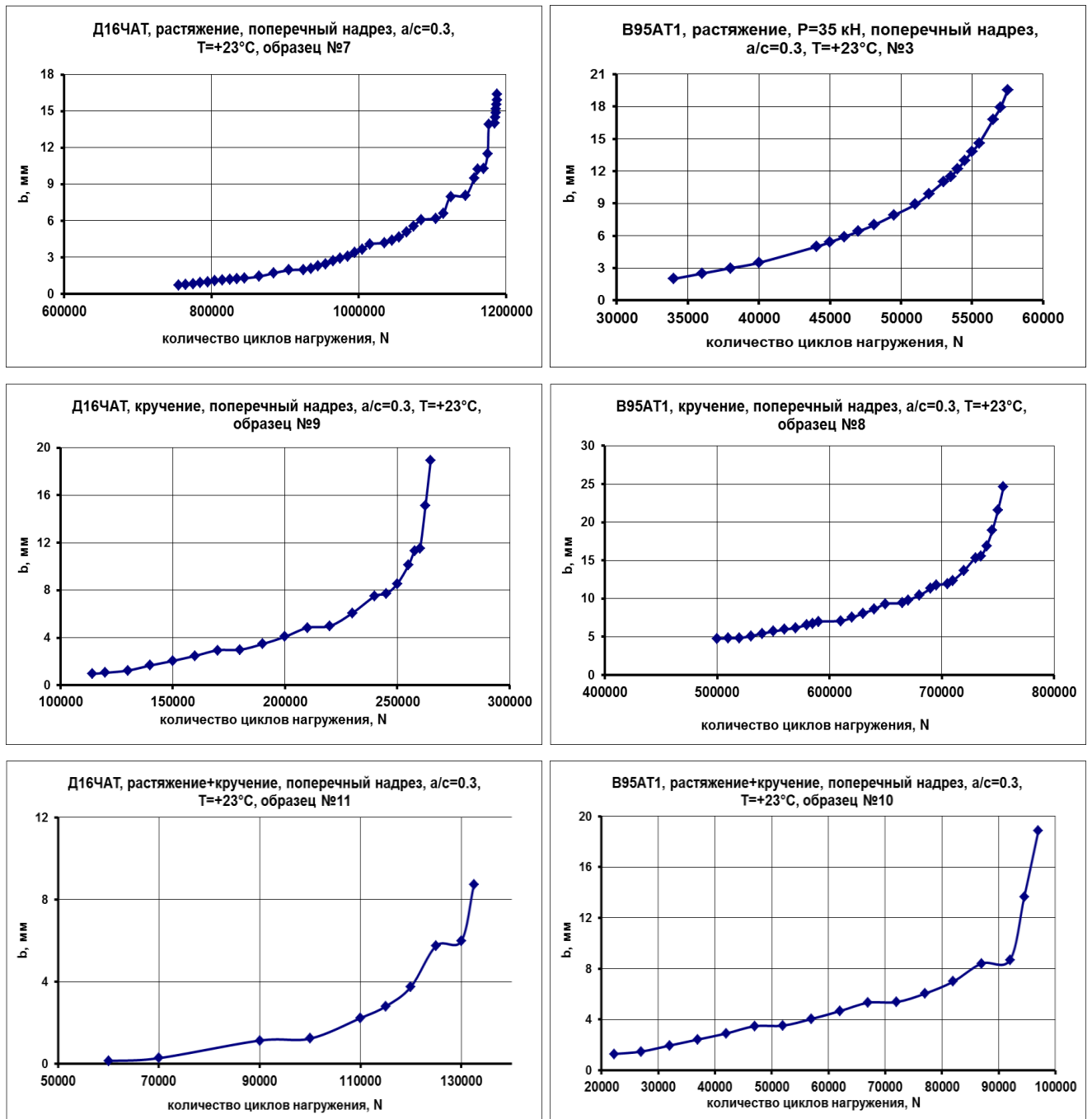
Согласно методике проведения испытаний полых цилиндрических образцов, описанной в главе 2, непосредственными измерениями оптическим микроскопом фиксировались приращения размера дефекта  $b$  на свободной цилиндрической поверхности образца через установленные промежутки времени (рис. 4.2.1а) и осуществлялась автоматическая запись раскрытия трещины COD (рис. 4.2.1б) с применением специального датчика. Эта информация отнесена к категории первичных экспериментальных данных и структурирована в последующем изложении настоящего раздела следующим образом.



**Рис. 4.2.1.** Схемы измерений линейных размеров дефектов и раскрытия трещины на поверхности цилиндрического образца

Первая и вторая группа данных (рис. 4.2.2 - 4.2.3) относится к зависимостям длины трещины  $b$  на свободной поверхности цилиндрического образца от накопленного количества циклов нагружения  $N$  при комнатной и повышенной температуре. Третья группа данных (рис. 4.2.4) представляет кинетику раскрытия трещины COD на боковой поверхности цилиндрического образца по циклам нагружения  $N$ . Четвертая группа

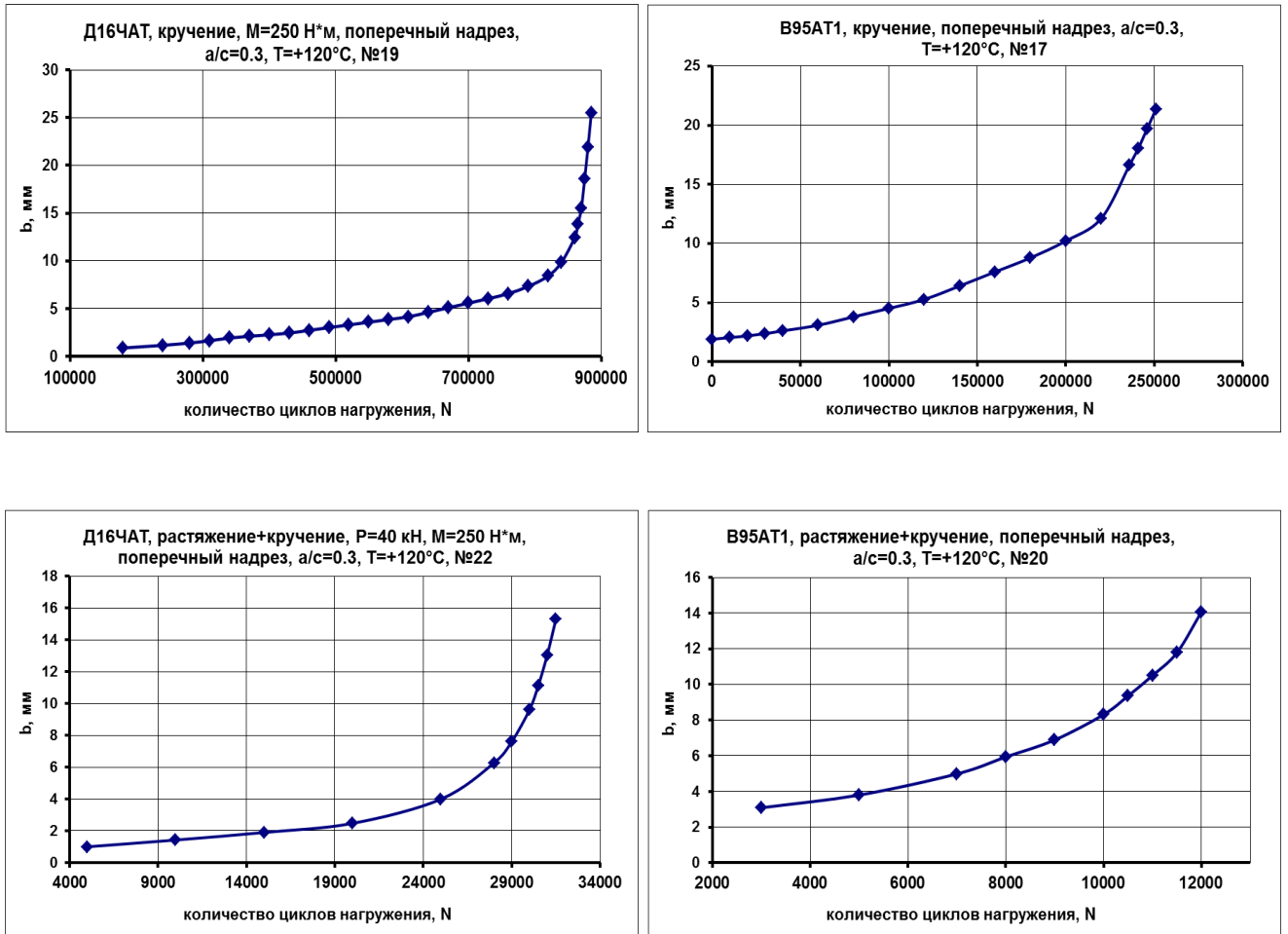
данных (рис. 4.2.5) иллюстрирует взаимосвязь между размером трещины  $b$  и раскрытием трещины COD на свободной поверхности полого цилиндрического образца.



**Рис. 4.2.2.** Экспериментальные зависимости размера трещины  $b$  от количества циклов нагружения  $N$  для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при растяжении, кручении и растяжении с кручением при комнатной температуре

Представленные в качестве примера типовые результаты для алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 явились основой для интерпретации экспериментальных данных в виде диаграмм усталостного разрушения, в которых измерения длины и раскрытия трещины использовались для расчета скорости развития поверхностного

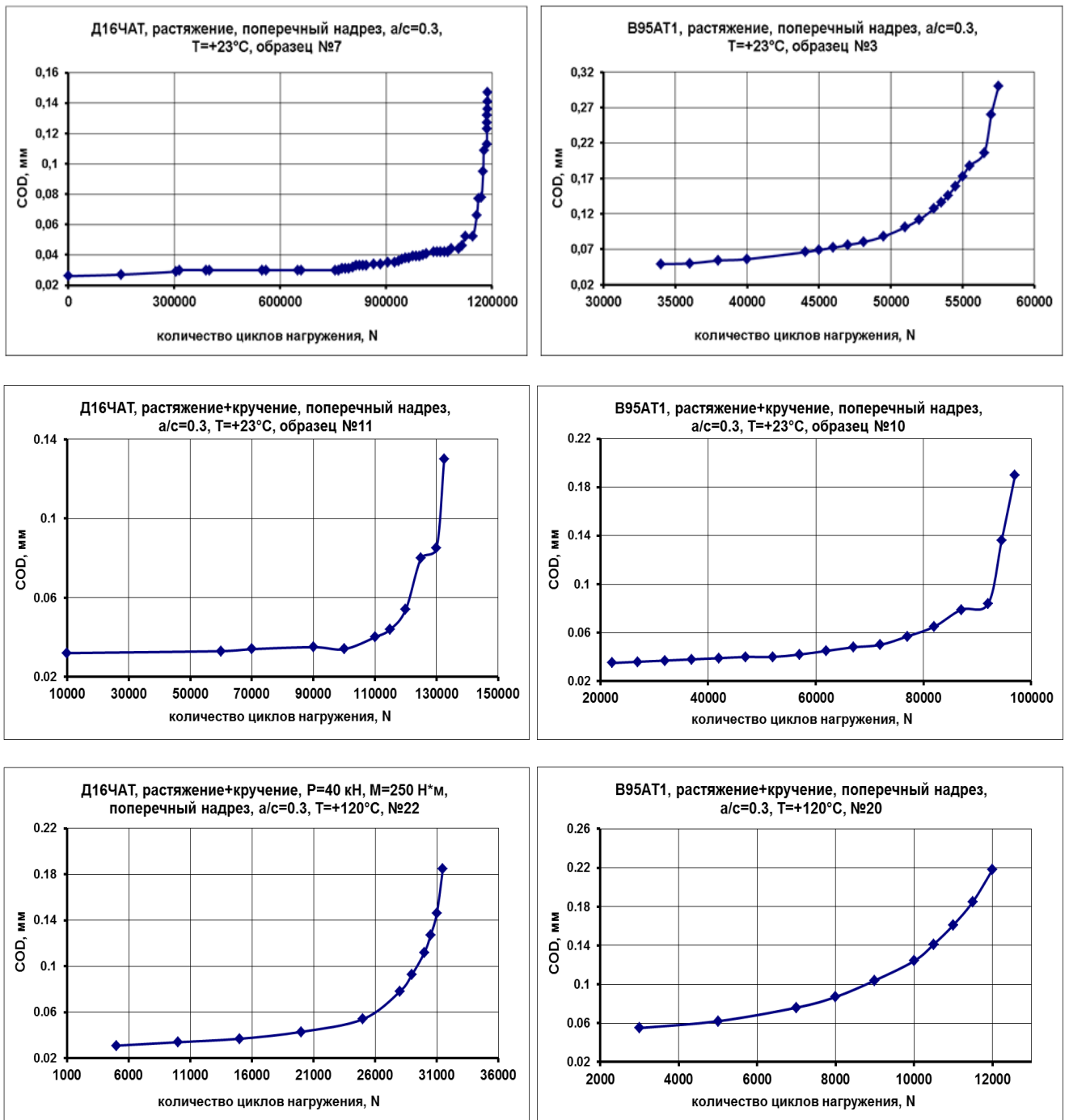
дефекта в различных точках его фронта (ось ординат диаграммы), а по размерам трещин рассчитывались текущие значения коэффициентов интенсивности напряжений (ось абсцисс диаграммы).



**Рис. 4.2.3.** Экспериментальные зависимости размера трещины  $b$  от количества циклов нагружения  $N$  для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при кручении и растяжении с кручением при повышенной температуре

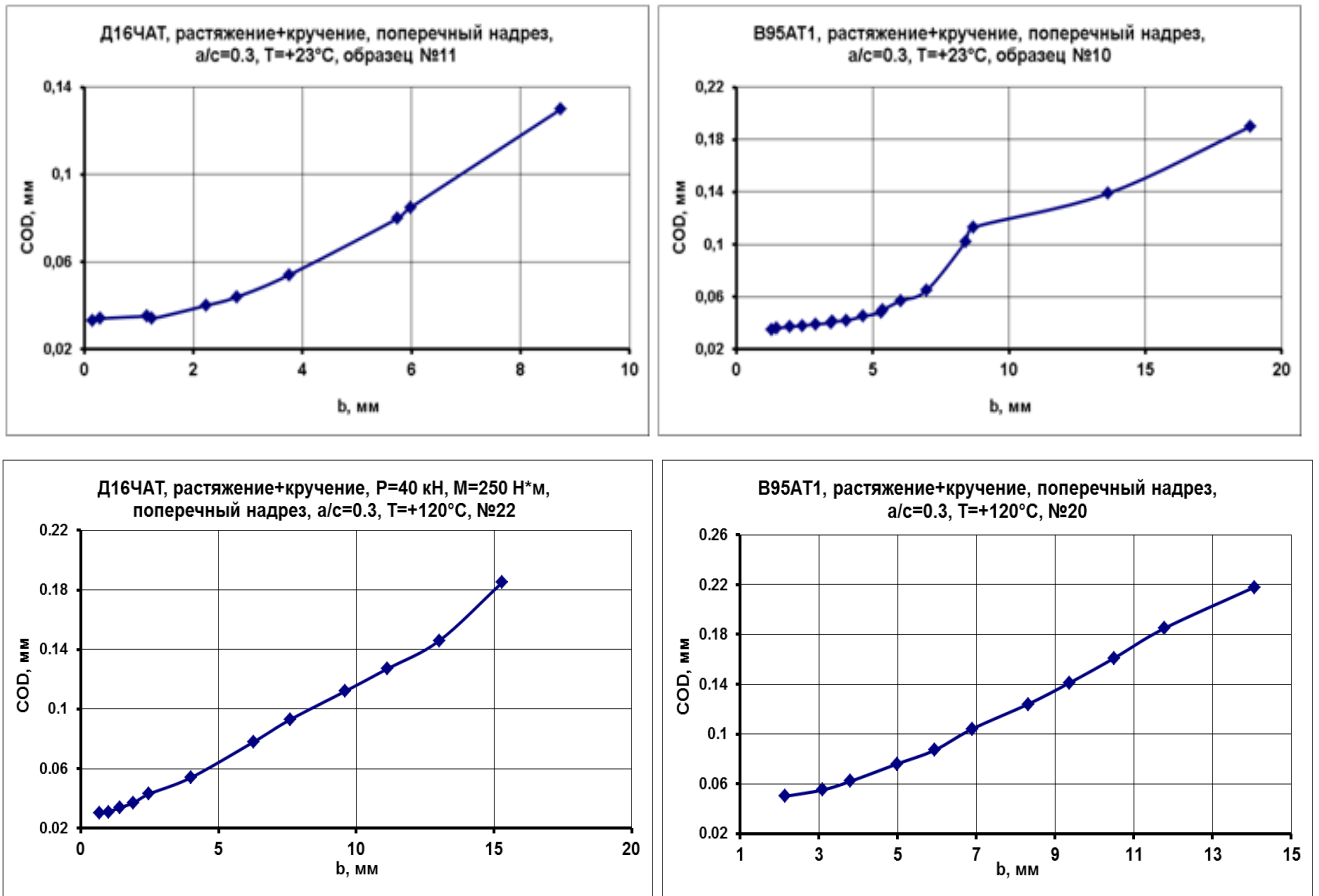
На рис.4.2.4 для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 приведены первичные диаграммы зависимости раскрытия трещины COD от накопленного количества циклов нагружения  $N$  отдельно для растяжения и комбинированного нагружения растяжения с кручением в диапазоне температур. На всех этих графиках наблюдаются характерные точки изменения кривизны диаграмм роста трещин. Как установлено из анализа поверхностей разрушения каждого образца, эти точки связаны с переходом типа развивающихся дефектов от первоначально несквозных поверхностных к последующим сквозным, когда фронт трещины полностью пересекает толщину стенки полого цилиндрического образца.





**Рис. 4.2.4.** Экспериментальные зависимости раскрытия трещины  $COD$  от количества циклов нагружения  $N$  для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при растяжении и растяжении с кручением в диапазоне температур

В целях сопоставления графиков развития трещин для различных температур испытаний введена координата относительной долговечности  $N$ , которая образована нормированием текущего количества циклов  $N_i/(N_c - N_0)$  на диапазон долговечности каждой отдельной кривой. В результате параметр  $N$  изменяется от 0 до 1.



**Рис. 4.2.5.** Взаимосвязь между размерами трещины  $b$  и раскрытием датчика  $COD$  для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при растяжении с кручением в диапазоне температур

На рис. 4.2.6 представлено влияние температуры на развитие трещин на свободной поверхности образцов при одноосном циклическом растяжении из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 с поперечным расположением плоскости исходного надреза с соотношением полуосей  $a/c=0.3$  по отношению к образующей цилиндра. Из представленных данных следует, что в алюминиевом сплаве Д16ЧАТ повышенная температура  $+250^\circ\text{C}$  ускоряет рост трещины, тогда как процессы циклического разрушения при комнатной  $+23^\circ\text{C}$  и пониженной  $-60^\circ\text{C}$  температурах сопоставимы между собой. В сплаве В95АТ1 в диапазоне относительной долговечности до  $N = 0.65$  влияние температуры не велико, тогда как при увеличении количества циклов нагружения приводит к более интенсивному развитию трещин при комнатной температуре. При этом сплав В95АТ1 при  $T = +23^\circ\text{C}$  допускает существенно большие размеры критических трещин по сравнению с другими температурами испытаний.

Кинетика раскрытия трещины на боковой поверхности цилиндрического образца при циклическом растяжении с поперечным исходным надрезом как функция относительной долговечности показана на рис. 4.2.7 для алюминиевых сплавов Д16ЧАТ

и В95АТ1 в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ . Можно заметить, что для сплава Д16ЧАТ выделяется поведение кривой при повышенной температуре  $T = +250^{\circ}\text{C}$ , а для сплава В95АТ1 наименьшее раскрытие трещины соответствует температуре испытаний  $T = -60^{\circ}\text{C}$ .

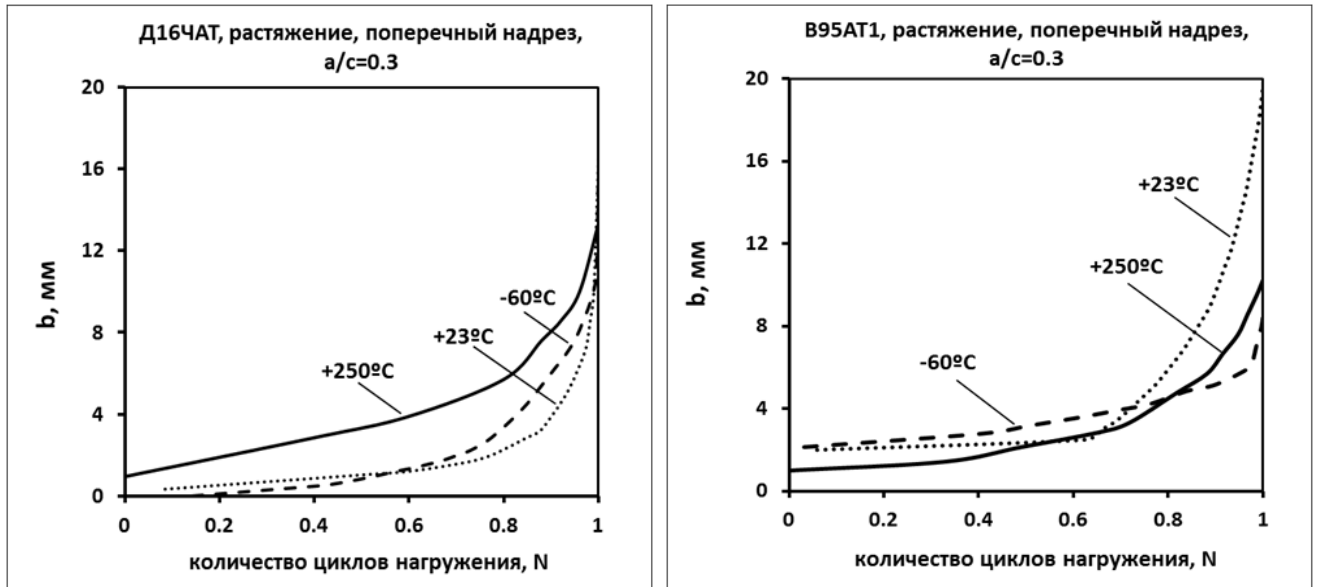


Рис. 4.2.6. Влияние температуры на процессы роста трещины на поверхности образца

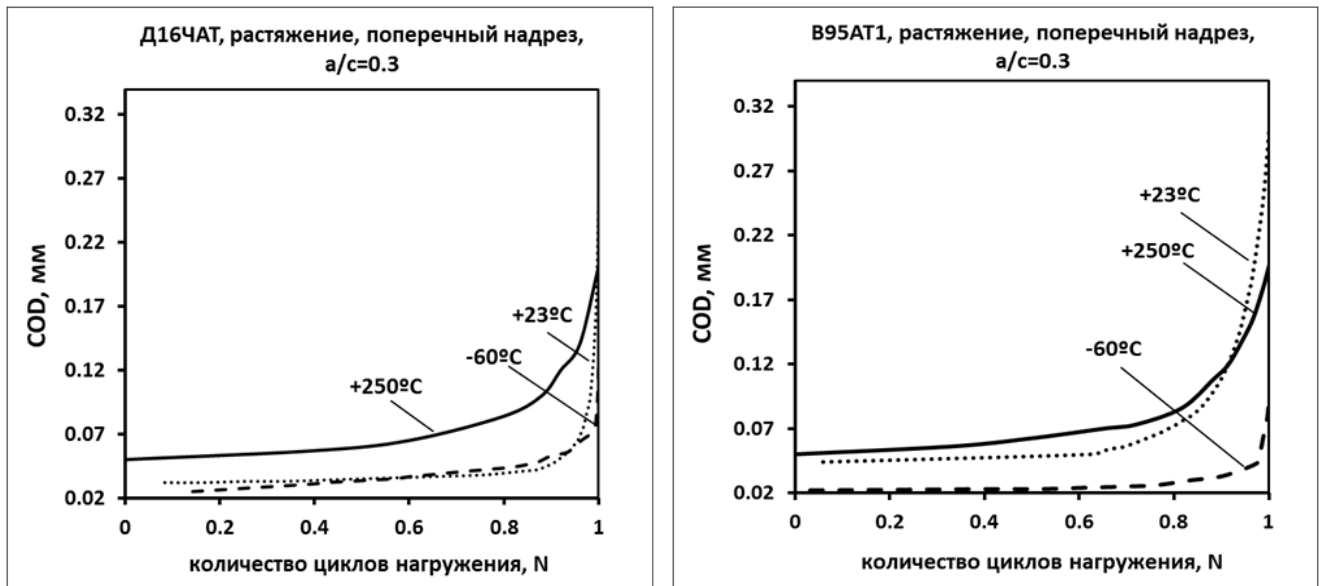
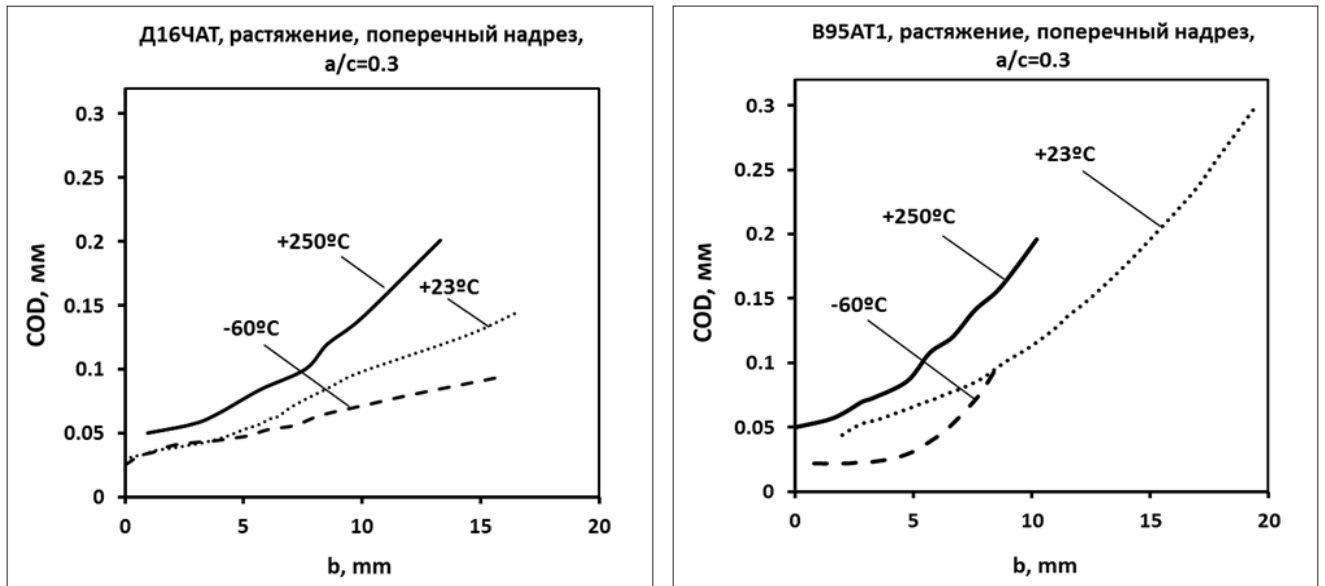


Рис. 4.2.7. Влияние температуры на раскрытие трещины на поверхности образца

Данные, представленные на рис. 4.2.8, иллюстрируют наличие вполне определенной взаимосвязи между размером  $b$  и раскрытием  $COD$  трещины на боковой поверхности цилиндрического образца при циклическом растяжении в зависимости от

монотонного увеличения температуры от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  для каждого из исследованных алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1. Эти результаты оправдывают заложенные при формировании методики испытаний принципы автоматизации измерений приращений размеров поверхностных несквозных дефектов.



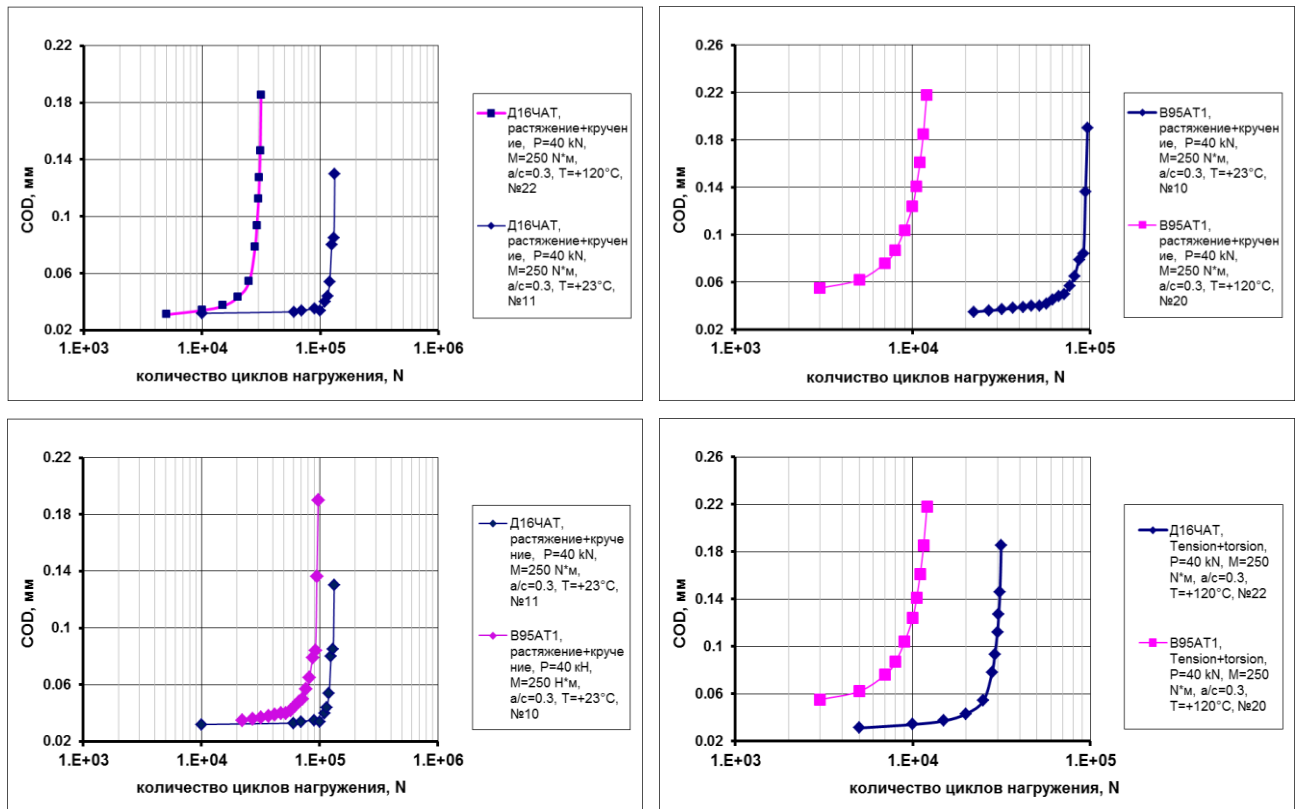
**Рис. 4.2.8.** Взаимосвязь размеров и раскрытия трещины в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$

К числу варьируемых факторов настоящего исследования кроме температуры испытаний относятся вид циклического нагружения (растяжение, внутреннее давление и кручение) и форма в плане исходного полуэллиптического надреза. Анализ влияния этих факторов проведен отдельно и в оговоренных сочетаниях.

На рис. 4.2.9 для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 приведены первичные диаграммы зависимости раскрытия трещины  $COD$  от накопленного количества циклов нагружения  $N$  для комбинированного нагружения растяжения с кручением для температуры  $23^{\circ}\text{C}$  и  $120^{\circ}\text{C}$ . На верхних графиках представлено влияние температуры на долговечность сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1. На нижних графиках приведена долговечность алюминиевых сплавов при одинаковой температуре.

Продолжение анализа вида нагружения в терминах раскрытия и размеров трещины на боковой поверхности образца представлено на рис. 4.2.10 для циклического растяжения и синфазного растяжения с кручением полого цилиндрического образца с

поперечным расположением исходного надреза для комнатной и повышенной температуры.



**Рис. 4.2.9.** Зависимости раскрытия трещины от количества циклов нагружения для сочетания растяжения с кручением в диапазоне температур

Можно отметить противоположные тенденции влияния сложного напряженного состояния на поведение этих диаграмм для исследованных алюминиевых сплавов при нормальной температуре. Так для сплава Д16ЧАТ наложение циклического кручения приводит к резкому увеличению раскрытия трещины и последующему быстрому разрушению. В противоположность этому в сплаве В95АТ1 влияние кручения имеет незначительный эффект по отношению к простому одноосному растяжению.

Обобщением совместного влияния исследованных факторов (температура, форма исходного надреза и вид напряженного состояния) являются экспериментальные данные для сплава В95АТ1, представленные на рис. 4.2.11 в терминах диаграмм раскрытия трещины - длина трещины на поверхности. Двукратный диапазон изменения этих характеристик говорит о целесообразности именно выбора данных параметров для оценки эффектов циклического разрушения алюминиевых сплавов. Влияние свойств алюминиевых сплавов на разрушение при сложном напряженном состоянии не является однозначным (рис. 4.2.12). Так при простом одноосном растяжении (рис. 4.2.12а) сплав

Д16ЧАТ оказывает более высокое сопротивление разрушению по сравнению со сплавом В95АТ1. Однако при сложном напряженном состоянии в условиях совместного действия циклического растяжения и кручения сплав Д16ЧАТ уступает сплаву В95АТ1 (рис. 4.2.12б). Следует отметить, что данные алюминиевые сплавы имеют приблизительно одинаковые упругие характеристики во всем диапазоне рассмотренных температур. Следовательно, наблюдаемые эффекты обусловлены в различиях упруго-пластических свойств для исследованных алюминиевых сплавов.

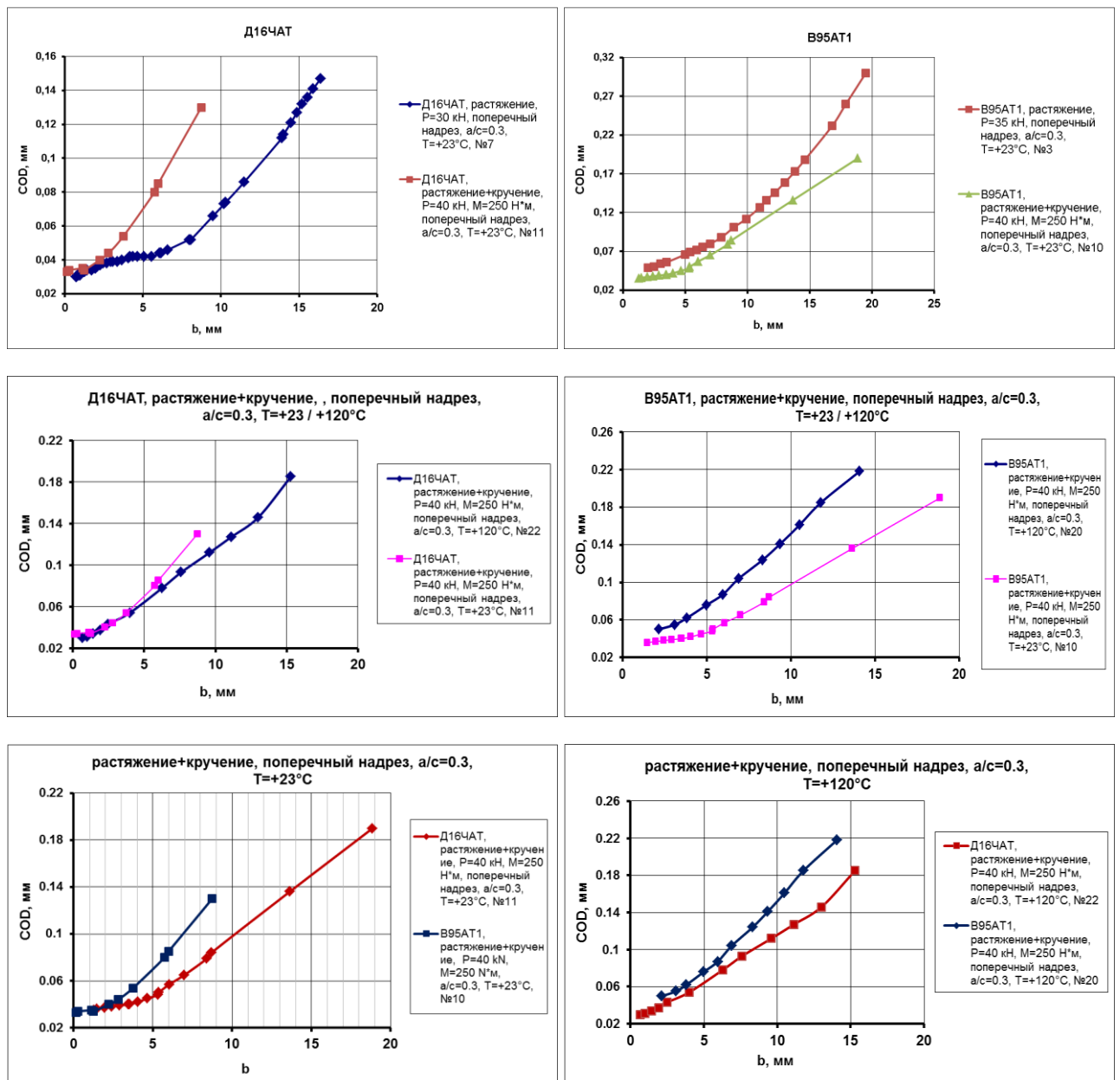


Рис. 4.2.10. Взаимосвязь размеров и раскрытия трещины при растяжении и растяжении с кручением

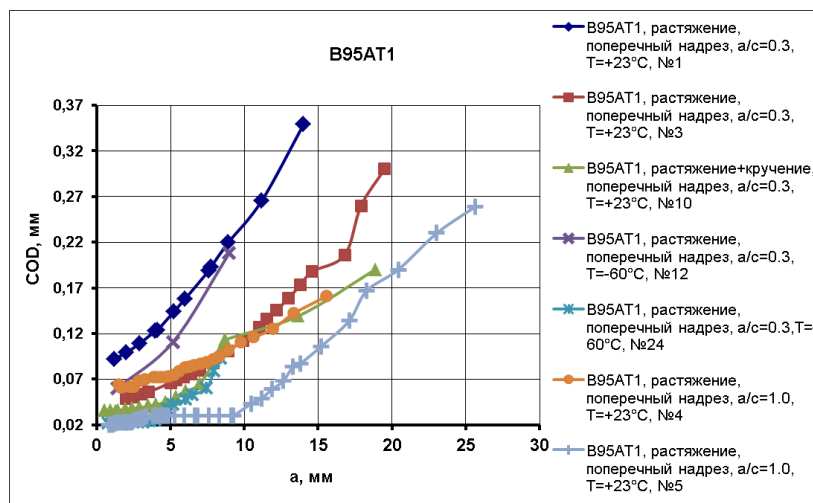


Рис. 4.2.11. Эффекты сочетаний параметров нагружения, формы дефекта и температуры на зависимости раскрытия от длины трещины в сплаве В95АТ1

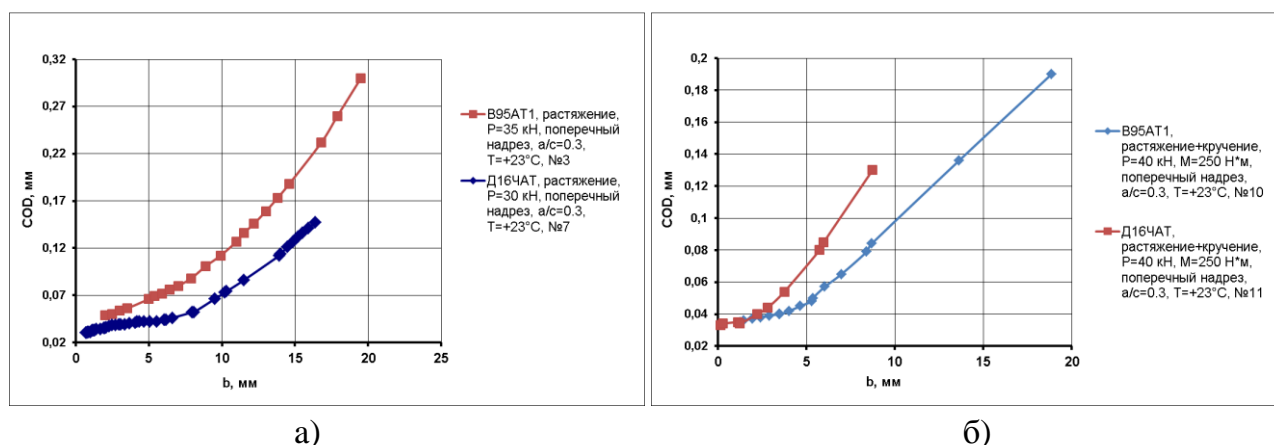


Рис. 4.2.12. Влияние свойств алюминиевых сплавов на разрушение при сложном напряженном состоянии

При обосновании выбора геометрии испытуемого образца было отмечено, что полый цилиндрический образец наиболее удобен в экспериментальной практике реализации различных видов сложного напряженного состояния, обусловленного комбинацией силовых факторов (осевая сила, крутящий момент, внутреннее давление). В этой связи в настоящей работе часть экспериментов по скорости развития поверхностных трещин посвящена оценке влияния вида напряженного состояния. Для сравнения использовались в качестве первого варианта одноосное растяжение, чистое кручение, комбинированное нагружение растяжением и внутренним давлением, растяжение с кручением (рис. 4.2.13а-4.2.14а), которое обуславливает двухосное напряженное состояние в стенке цилиндрического образца. Вторым вариантом сравнения выступала ситуация чистого кручения, сложного нагружения внутренним давлением и кручением, растяжением с кручением (рис. 4.2.13б-4.2.14б).

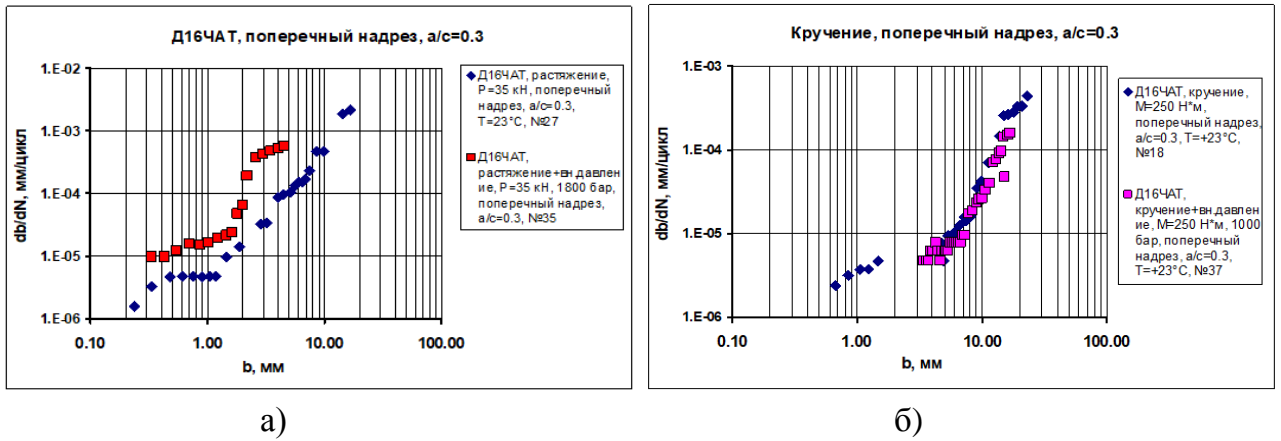


Рис. 4.2.13. Влияние внутреннего давления на рост трещины при растяжении (а) и кручении (б) для сплава Д16ЧАТ при комнатной температуре

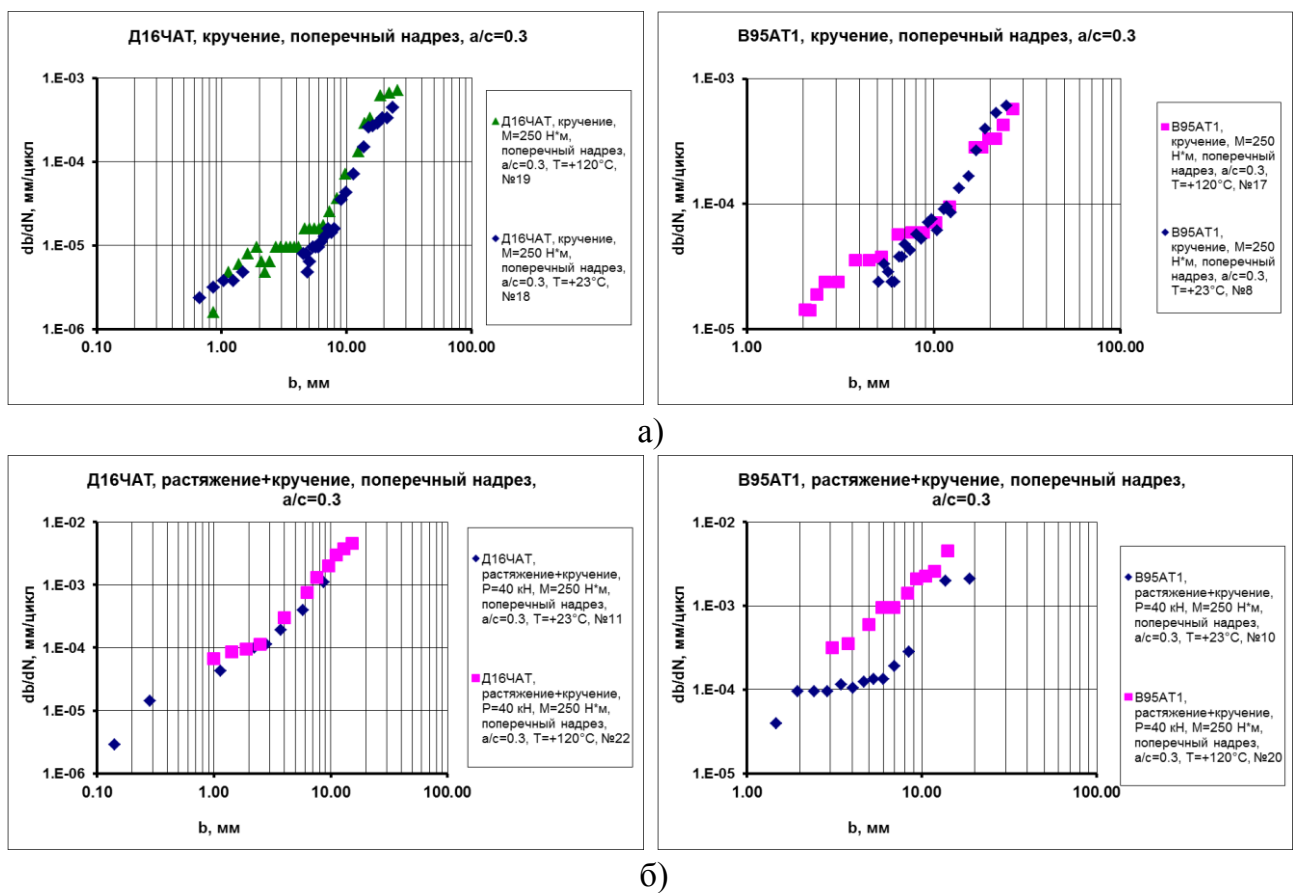
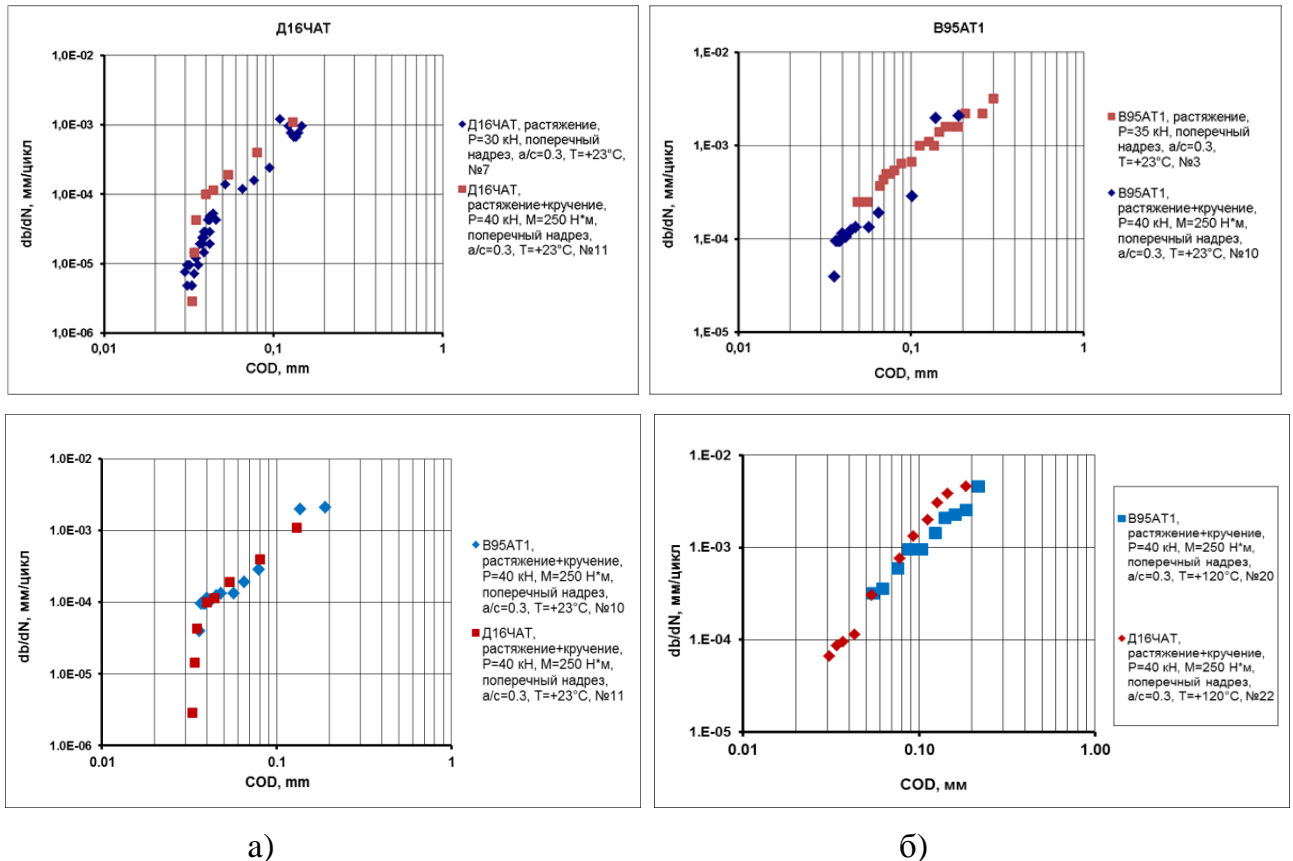


Рис. 4.2.14. Скорость роста трещины при чистом кручении (а) и комбинации растяжения с кручением (б) для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур

Как следует из диаграмм (рис. 4.2.13) зависимости скорости роста трещины  $db/dN$  от размера трещины  $b$  на свободной поверхности образцов из сплава Д16ЧАТ, добавление внутреннего давления интенсифицирует процесс циклического разрушения при растяжении и почти не сказывается на росте трещин при кручении. При чистом кручении, для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1, влияние температуры на скорости роста



трещины практически не сказывается (рис. 4.2.14а). При рассмотрении комбинации растяжения с кручением, температура так же не оказывает влияние на скорость роста трещины в сплаве Д16ЧАТ (рис. 4.2.14б). Однако, при идентичных условиях нагружения, температура оказывает значительное влияние на скорость роста трещины в сплаве В95АТ1 (рис. 4.2.14б).

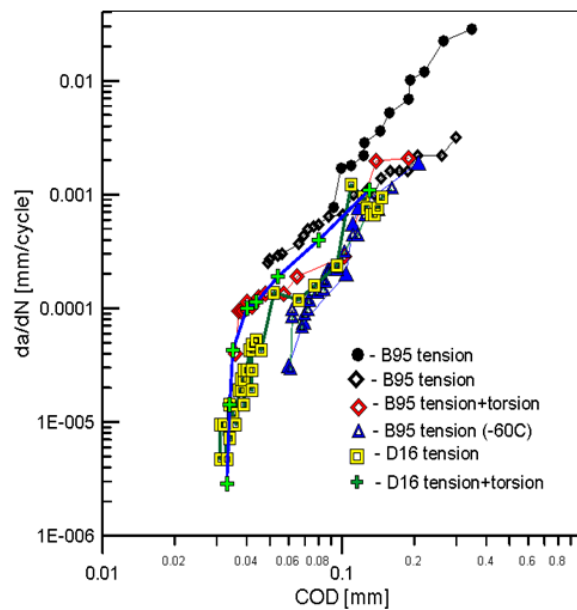


**Рис. 4.2.15.** Влияние сложного напряженного состояния на рост трещин в сплавах Д16ЧАТ (а) и В95АТ1 (б)

Обращает на себя внимание наличие устойчивой корреляции между скоростью роста  $db/dN$  и раскрытием трещины COD на боковой поверхности образца для исследованных алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при простом и сложном напряженном состоянии (рис. 4.2.15). Подобный экспериментально установленный тренд сохраняется для всех рассмотренных комбинаций температуры испытаний, вида нагружения и свойств алюминиевых сплавов как это показано на рис. 4.2.16.

К числу чрезвычайно редких в экспериментальной практике относится реализованный в настоящей работе вариант нагружения полого цилиндрического образца с продольным исходным полуэллиптическим надрезом циклическим внутренним давлением. Постановка этого сложного эксперимента потребовала

соответствующей доработки электрогидравлической системы управления нагружением и модернизации контроллера установки BiSS-Axial-Torsion (рис. 4.2.17а).



**Рис. 4.2.16.** Зависимости между скоростью роста и раскрытием трещины

Использованные в других экспериментах стандартные датчики раскрытия трещины COD не применимы в данном случае из-за возможного повреждения свищем масла из внутренней полости цилиндрического образца в месте разрушения. В этой связи кинетику повреждения связали с доступным для безопасных измерений окружных деформаций образца на внешнем диаметре как это показано на рис. 4.2.17б.

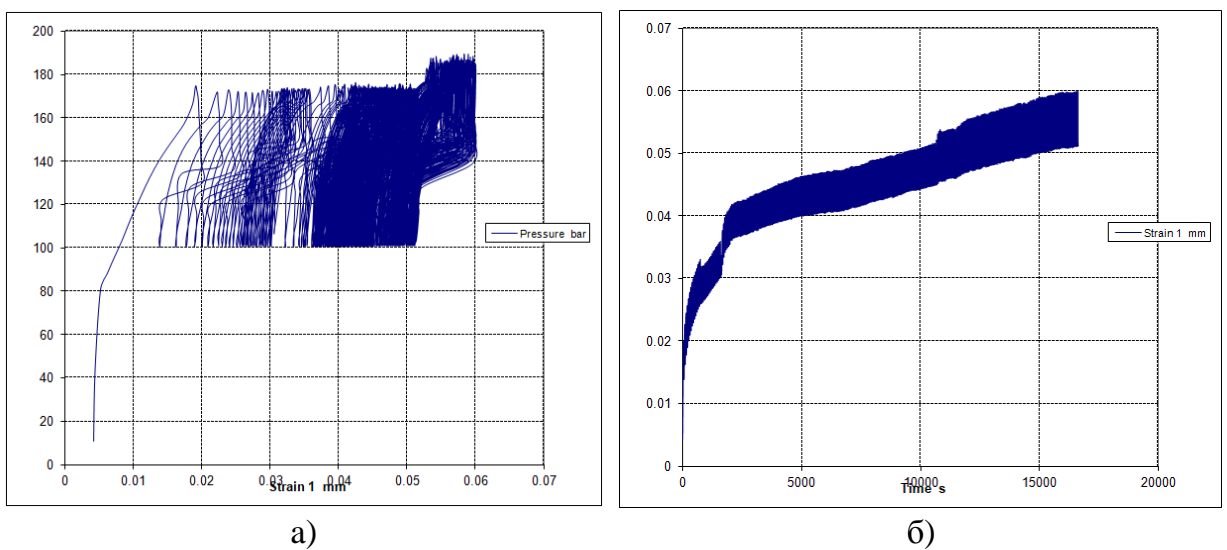


**Рис. 4.2.17.** Сервогидравлическая система высокого давления (а) и измерение окружных перемещений при циклическом внутреннем давлении поперечным экстензометром (б)

Испытаниям на циклическое давление при комнатной температуре был подвергнут полый цилиндрический образец из сплава Д16ЧАТ с продольным расположением исходного надреза (рис. 2.2.7). Максимальная величина внутреннего давления составляла 170 МПа, что вызывало номинальные окружные напряжения на внутренней поверхности величиной 300 МПа, а на наружной поверхности окружные напряжения составляли 130 МПа. Напомним, что предел текучести сплава Д16ЧАТ составляет 438 МПа и соответственно в области исходного надреза изначально имело место многоосное упруго-пластическое напряженно-деформированное состояние. Испытания проведены с коэффициентом асимметрии цикла нагружения  $R=0.5$ .

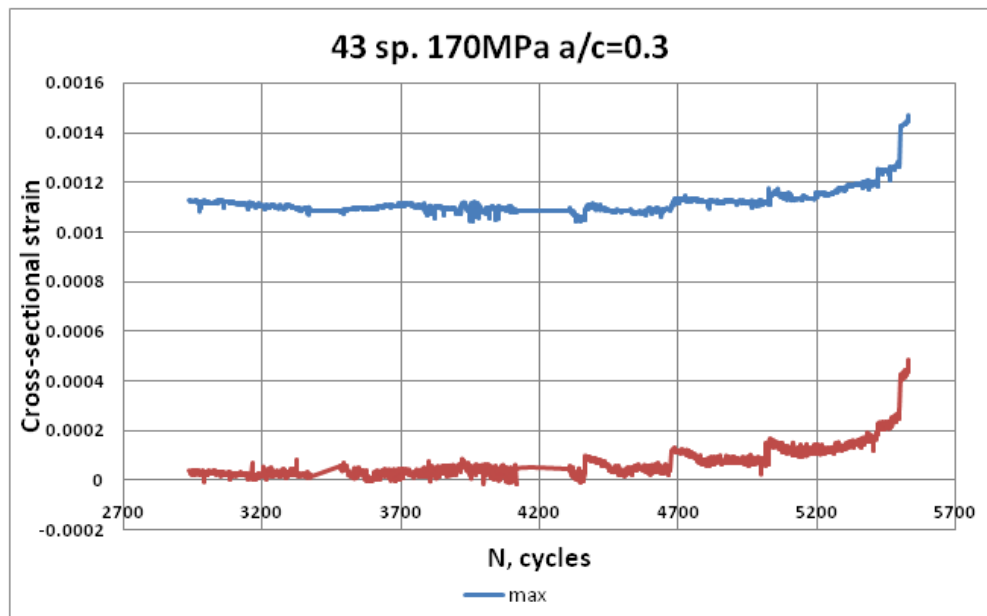


**Рис. 4.2.18.** Поверхности разрушения полых цилиндрических образцов с продольным надрезом при циклическом внутреннем давлении



**Рис. 4.2.19.** Кинетика петель упруго-пластического гистерезиса (а) и накопление деформаций по времени (б)

Результаты зависимости окружных деформаций от приложенного циклического давления показаны на рис. 4.2.19а в форме петель малоциклового упруго-пластического гистерезиса. Эти данные наглядно иллюстрируют постепенную стабилизацию петель после интенсивного изменения в пределах первых 50 циклов нагружения. Односторонне накопление деформаций в форме размаха или амплитуды пластических деформаций приведено на рис. 4.2.19б, как функция времени испытаний. Как и следовало ожидать в соответствии с теорией малоциклового усталости, размах деформаций увеличивается во времени. Следует отметить, что подавляющее большинство малоциклового испытаний относится к реверсивному нагружению с коэффициентом асимметрии  $R=-1$  и данные настоящей работы имеют востребованный характер в анализе сложного напряженного состояния.



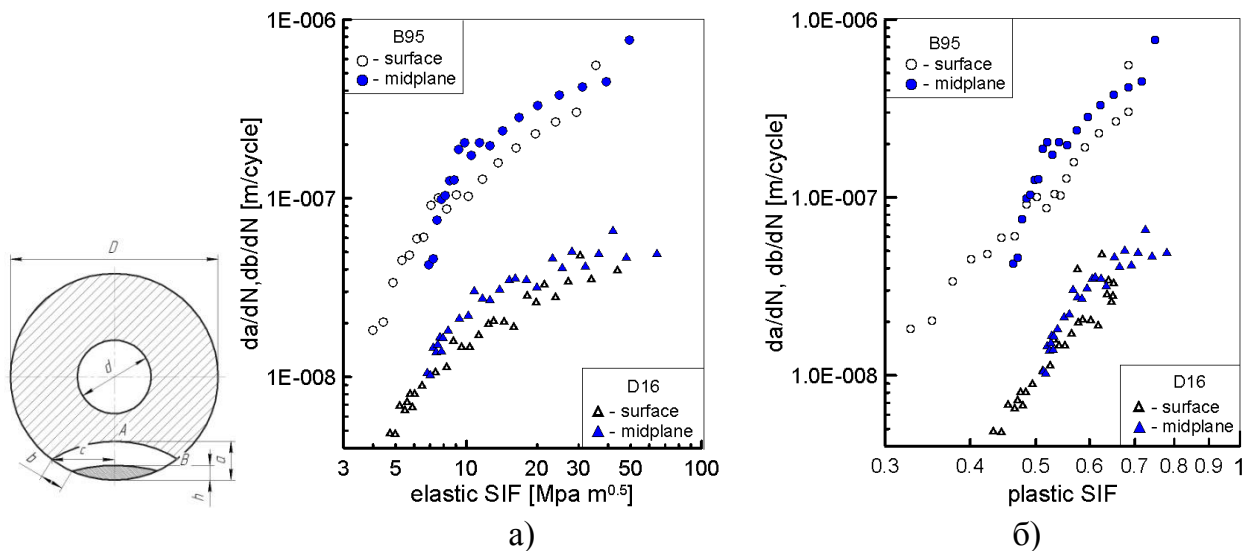
**Рис. 4.2.20.** Графики изменения окружных перемещений при максимальной и минимальной нагрузке асимметричного цикла

Цель испытаний цилиндра циклическим внутренним давлением состояла в установлении взаимосвязи между экспериментально измеряемыми окружными перемещениями и деформациями (рис. 4.2.20) накопленными по количеству циклов нагружения с соответствующими размерами трещин на фронтах поверхности разрушения образца (рис. 4.2.18). Эта информация была использована в расчете параметров сопротивления разрушению в форме упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений.

### 4.3. Экспериментальные диаграммы усталостного разрушения сплавов Д16ЧАТ, В95АТ1 и ВТЗ-1 в терминах упругих и пластических коэффициентов интенсивности напряжений в диапазоне от отрицательных до повышенных температур

Предыдущий параграф был посвящен рассмотрению гладких цилиндрических образцов в бездефектном состоянии, в данном разделе работы будут рассматриваться полые цилиндрические образцы с поверхностными дефектами.

Определение скорости роста трещин при растяжении проведено на полых образцах из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 с исходным поперечным дефектом глубиной 3 мм. Экспериментальные зависимости между раскрытием (COD) и длиной трещины на поверхности  $b$  для случаев чистого растяжения представлены на рис. 2.6.6. Полученные экспериментальные зависимости были положены с основу построения диаграмм усталостного разрушения в координатах скорость роста трещины в зависимости от упругих КИН  $K_I$  и безразмерных пластических КИН  $K_P$  (рис. 4.3.1а и рис. 4.3.1б). Распределения, представленные на рис. 3.5.3 использовались для определения экспериментальных величин упругих и пластических КИН для двух точек развивающейся трещины (свободная поверхность и срединное сечение).



**Рис. 4.3.1.** Диаграммы усталостного разрушения в терминах упругих (а) и пластических (б) КИН для полых цилиндрических образцов из сплава Д16ЧАТ и В95АТ1

Следует отметить, что наблюдается увеличение скорости роста трещины в наиболее глубокой точке проникновения по отношению к скорости роста трещины на поверхности.

По полученным графикам видно, что по отношению к упругим КИН  $K_I$ , пластический КИН  $K_P$  показывает чувствительность к пластическим свойствам материала, которые положены в основу его формулировки. Пластический КИН демонстрирует различия в своих значениях для каждого из рассмотренных алюминиевых сплавов как функции длины и глубины трещины для одинаковых упругих характеристик  $E=74$  ГПа и  $\nu=0.3$ . Для одних и тех же условий нагружения образцов из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 диапазон изменения упругого КИН один и тот же (рис.4.3.1а), в то время как диапазон вариации пластического КИН различный (рис.4.3.1б). Следовательно, в рамках одного диапазона изменения скорости роста трещин в упругой и упруго-пластической интерпретации развития трещин, углы наклона линейных участков и пороговые значения КИН диаграмм усталостного разрушения будут отличаться в различной степени.

**Таблица 4.3.1.** Константы линейных участков диаграмм усталостного разрушения

Материал	Упругое решение				Упруго-пластическое решение			
	Свободная поверхность		Наиболее глубокая точка фронта		Свободная поверхность		Наиболее глубокая точка фронта	
	m	C	m	C	m	C	m	C
<b>В95АТ1</b>	1.1166	1.697E-08	1.1499	0.937E-05	5.7444	7.908E-06	4.8147	0.310E-02
<b>Д16ЧАТ</b>	2.4199	4.019E-11	0.7173	0.383E-05	8.7585	3.507E-05	3.8868	1.949E-02

Пластический КИН в силу учета комплекса свойств исследуемого материала дает более объективную оценку сопротивления материала циклическому разрушению. Этот вывод подтверждается на рис. 4.3.1 соответствующим положением диаграмм усталостного разрушения при растяжении для обоих испытанных алюминиевых сплавов по отношению к упругим и пластическим КИН, а также данными таблицы 4.3.1 для констант линейных участков в форме уравнения типа Париса  $da/dN=C(K)^m$ . Так, пороговые значения упругих КИН для образцов из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 близки между собой  $K_{th} \cong 4$  МПа $\sqrt{m}$ , тогда как величины пластического КИН существенно различны  $K_{P,th}=0.44$  и  $K_{P,th}=0.32$ . Соответственно, показатели наклона линейных участков диаграмм усталостного разрушения в упругой трактовке составляют для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1  $m=2.42$  и  $m=1.12$ . В нелинейной интерпретации эти

величины имеют большие значения  $m=8.76$  и  $m=5.74$ . Известно, что чем выше показатель  $m$ , тем меньше материал оказывает сопротивление циклическому разрушению.

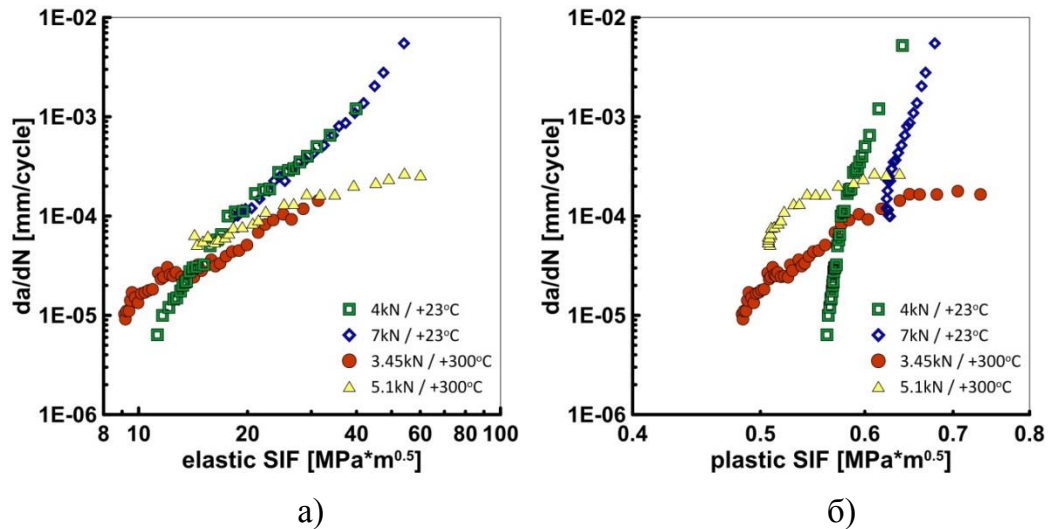


Рис. 4.3.2. Диаграммы усталостного разрушения в терминах упругих (а) и пластических (б) КИН для компактных образцов из сплава ВТЗ-1

Таблица 4.3.2. Константы линейных участков диаграмм усталостного разрушения сплава ВТЗ-1

Материал	Температура, °C	Нагрузка, кН	Упругое решение		Упруго-пластическое решение	
			Свободная поверхность		Свободная поверхность	
			m	C	m	C
ВТЗ-1	+23	4	3.476879	3.49095E-09	46.32603	9.81815E+06
	+23	7	3.504282	2.96262E-09	37.80772	1.14249E+04
	+300	3.45	1.846565	2.25375E-07	7.323058	3.48085E-03
	+300	5.1	1.133074	3.07694E-06	4.423795	2.28374E-03

Помимо полых цилиндрических образцов, скорость роста трещины определялась на компактных образцах из титанового сплава ВТЗ-1, для которого были получены экспериментальные диаграммы усталостного разрушения. На рис. 2.2.8. главы 2 представлены размеры компактного образца. Испытания проводились при одноосном растяжении при температуре +23°C и +300°C с нагрузкой от 3.45 кН до 7 кН. На рис. 4.3.2а и рис. 4.3.2б показаны экспериментальные диаграммы усталостного

разрушения в координатах скорость роста трещины в зависимости от упругих КИН  $K_I$  и безразмерных пластических КИН  $K_p$ . Константы линейных участков диаграмм усталостного разрушения сплава ВТЗ-1 приведены в таблице 4.3.2. Значения упругих и упругопластических КИН для компактного образца представлены на рис. 3.5.5. главы 3. Распределения, представленные на рис. 3.5.5. использовались для определения экспериментальных величин упругих и пластических КИН для двух точек развивающейся трещины (свободная поверхность и срединное сечение). Следует отметить, что наблюдается увеличение скорости роста трещины в наиболее глубокой точке фронта по отношению к скорости роста трещины на свободной поверхности. При повышенной температуре скорость роста трещины меньше, чем при комнатной температуре.

#### 4.4. Анализ влияния вида нагружения на скорость роста трещины в полых цилиндрических образцах

Помимо одноосного растяжения, скорость роста трещины на поверхности полого цилиндра была представлена для комбинации растяжения с кручением для поперечного расположения дефекта. Для продольного расположения дефекта интерпретация скорости роста трещины была представлена в зависимости от упругого  $K_I$  и упругопластического КИН  $K_p$  для одноосного растяжения и чистого внутреннего давления.

На рис. 4.4.1. представлены зависимости скорости роста трещины на поверхности  $db/dN$  от значений COD в цилиндрических образцах из сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 при одноосном растяжении и комбинации растяжения и кручения. Установлено, что данные зависимости укладываются в одну общую кривую с узкой полосой разброса, которая описывается уравнением 4.4.1

$$\frac{db}{dN} = -0.0380885986COD^3 + 0.0219938094COD^2 + 0.0078449391COD - 0.0002856203 \quad (4.4.1)$$

Однако, согласно рис. 2.6.2. и рис. 2.6.3. параграфа 2, следует ожидать различные скорости роста трещин в направлении глубины  $a$  и на свободной поверхности  $b$  полых образцов.



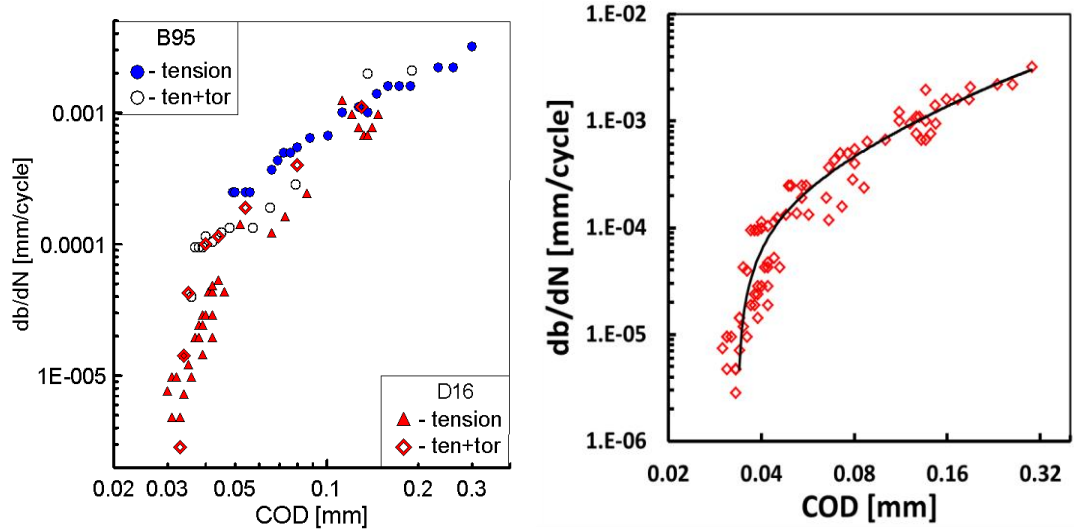


Рис. 4.4.1. Зависимость скорости роста трещины на свободной поверхности образцов от COD для различных условий нагружения

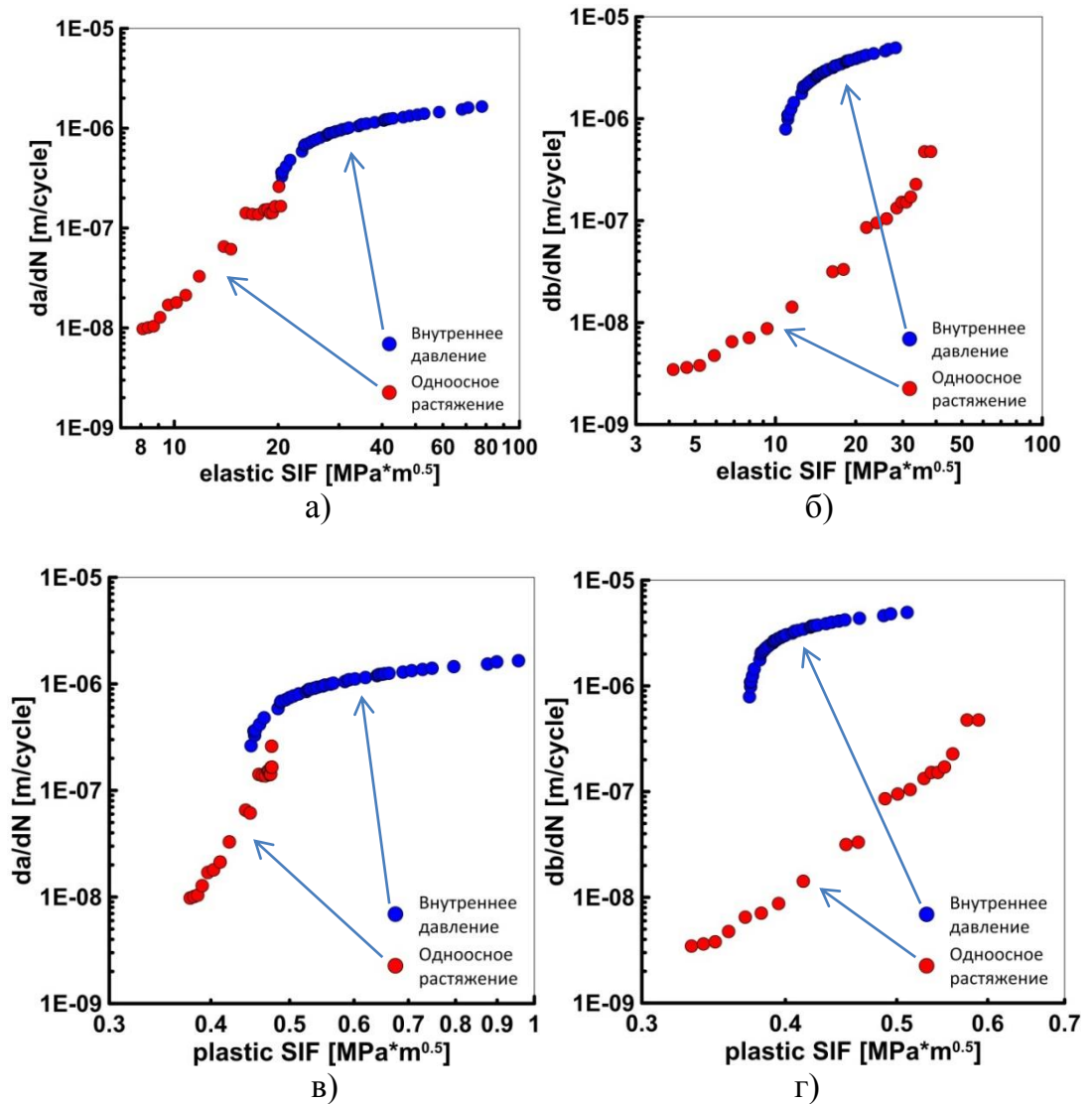


Рис. 4.4.2. Диаграммы скорости роста трещин в функции упругого и упруго-пластического КИН в наиболее глубокой точке фронта (а, в) и на боковой поверхности (б, г)

На рис. 4.4.2. показаны диаграммы скорости роста трещин в терминах упругого и упруго-пластического КИН в наиболее глубокой точке фронта (а, в) и на боковой поверхности (б, г) для сплава Д16ЧАТ при циклическом растяжении и циклическом внутреннем давлении. Как уже упоминалось выше, ориентация дефекта при испытаниях на циклическое растяжение была поперечная, для испытаний на циклическое внутреннее давление – продольная (рис. 2.2.7).

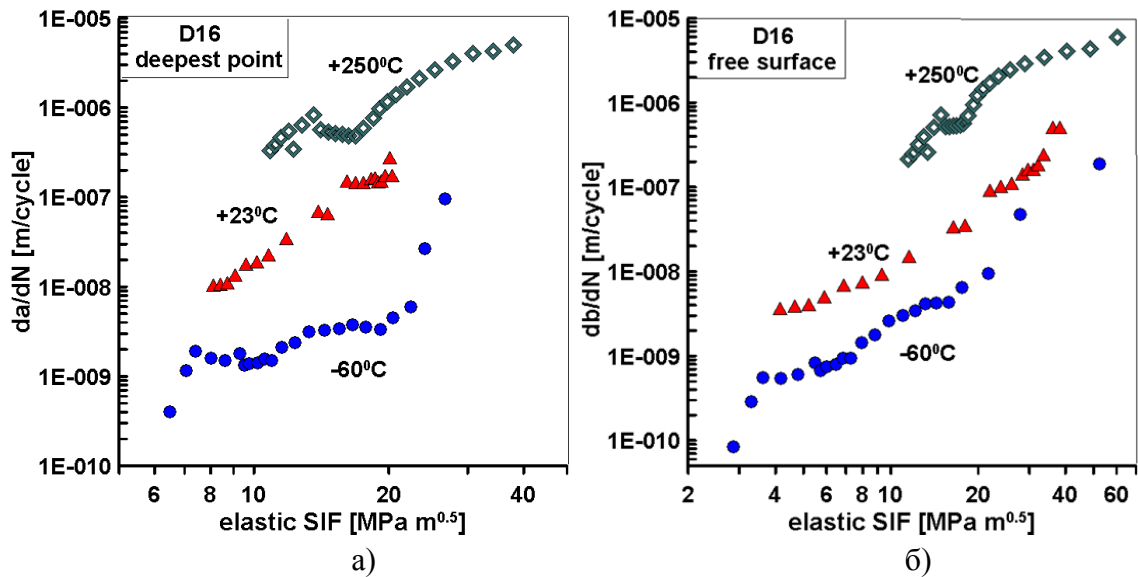
Из данных графиков видно, что скорость роста трещины в терминах упругих и упруго-пластических КИН при внутреннем давлении выше, чем при одноосном растяжении. В случае одноосного растяжения небольшое увеличение КИН приводит к более резкому увеличению скорости роста трещины, чем при внутреннем давлении. При внутреннем давлении трещина распространяется в более широком диапазоне КИН, то есть значительное увеличение КИН приводит к незначительному увеличению длины трещины.

#### **4.5. Анализ влияние температуры на скорость развития поверхностных дефектов в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1**

Предыдущие разделы были посвящены различным видам нагружения полых цилиндрических образцов с продольной и поперечной ориентацией дефекта, испытанных при комнатной температуре. В настоящем параграфе рассматривается влияние температуры на скорость развития поверхностных дефектов в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1. Как уже отмечалось ранее, в ходе экспериментальных исследований скорость роста полуэллиптической трещины определялась в двух направлениях: на свободной поверхности образца  $db/dN$  и наиболее глубокой точке фронта  $da/dN$  в срединном сечении. Напомним, что поверхностные дефекты развиваются с различной скоростью вдоль криволинейного фронта трещины. Следуя этой логике на рис. 4.5.1. показаны диаграммы скорости роста трещин в полых цилиндрических образцах при одноосном растяжении с поперечным расположением дефекта в функции упругого КИН в наиболее глубокой точке фронта (а) и на боковой поверхности (б) для сплава Д16ЧАТ в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$ .

Так же наблюдаются существенные отличия в скорости роста трещин на свободной поверхности и в наиболее глубокой точке фронта при наложении влияния температуры испытаний, которое имеет самостоятельное значение. В терминах упругого КИН имеют место три отдельных диаграммы для каждой температуры, как на

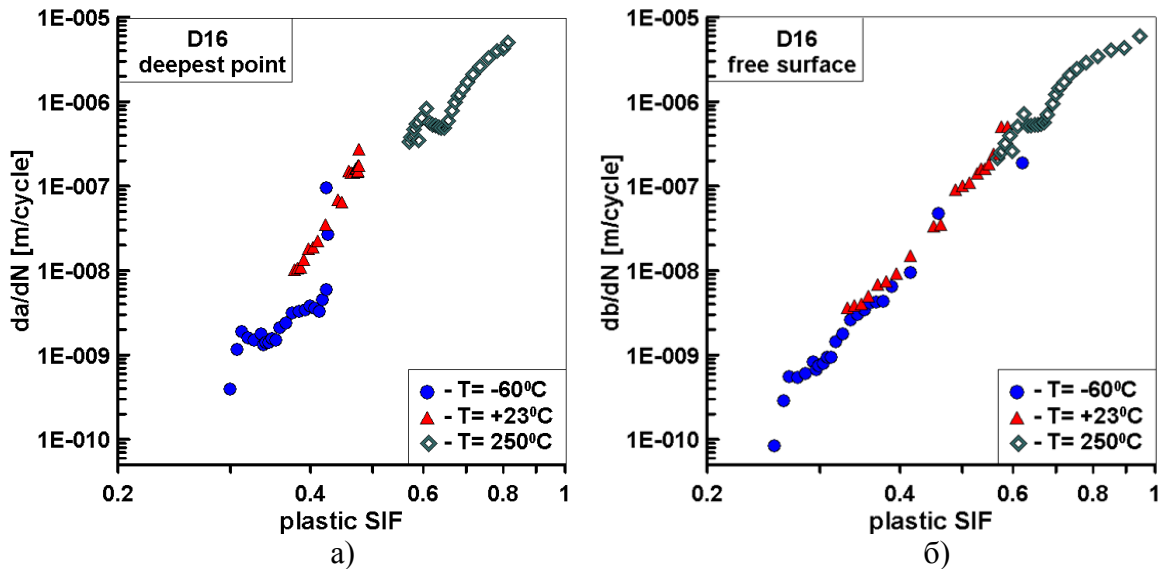
свободной поверхности цилиндрического полого образца, так и для наиболее глубокой точки фронта.



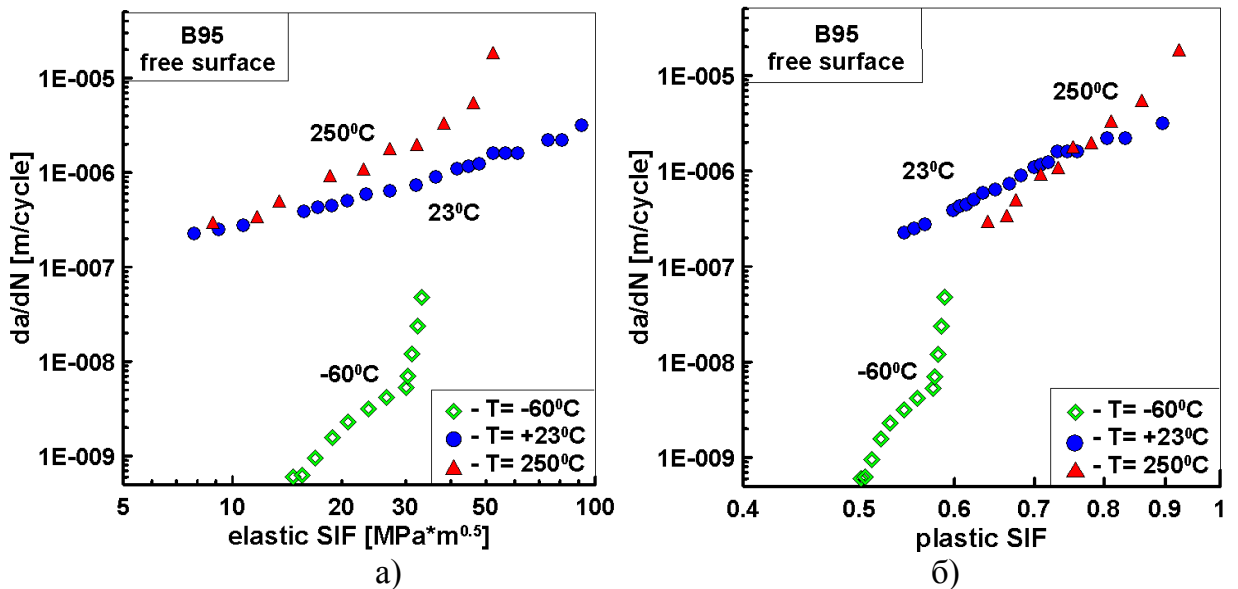
**Рис. 4.5.1.** Диаграммы скорости роста трещин сплава Д16ЧАТ в функции упругого КИН в наиболее глубокой точке фронта (а) и на боковой поверхности (б) в полом цилиндрическом образце при одноосном растяжении в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$

В отличие от этого при интерпретации тех же самых экспериментальных диаграмм скорости роста трещин в терминах пластического КИН, представленных на рис. 4.5.2. для наиболее глубокой точки фронта (а) и для боковой поверхности (б) полых цилиндрических образцов из сплава Д16ЧАТ в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$ , наблюдается совершенно иная картина. Видно, что результаты отдельных испытаний при фиксированной температуре образуют одну общую экспериментальную кривую с частичным перекрытием диапазонов скоростей. Следует отметить, что скорость роста трещин не зависит от способа интерпретации опытных данных и в диаграмме усталостного разрушения меняется только масштаб по горизонтальной оси, который зависит от выбора типа коэффициента интенсивности напряжений.

Результаты, представленные на рис. 4.5.2., имеют совершенно четкую новизну, доказывающую предпочтительность анализа роста трещин через введенный пластический КИН в силу его возможностей учета изменения именно упруго-пластических свойств материала по температуре, что принципиально невозможно в рамках упругого подхода.

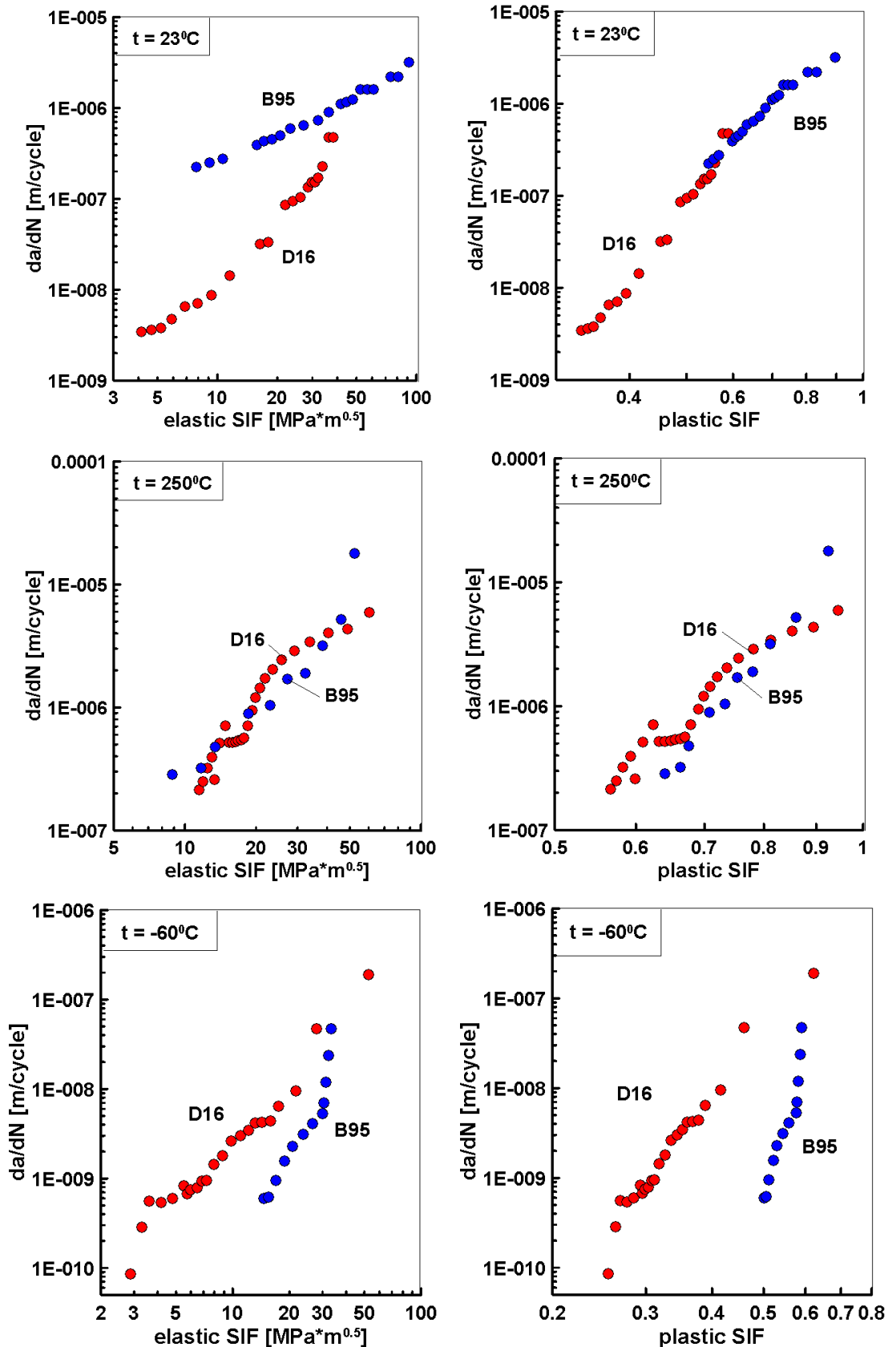


**Рис. 4.5.2.** Диаграммы скорости роста трещин сплава Д16ЧАТ как функции пластического КИН в наиболее глубокой точке фронта (а) и на боковой поверхности (б) в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$



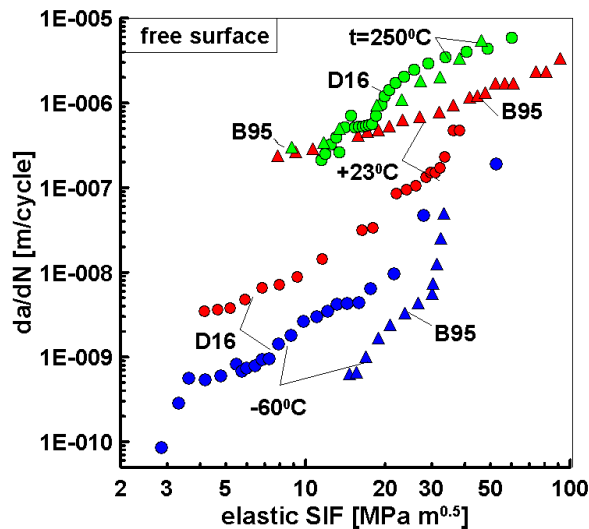
**Рис. 4.5.3.** Диаграммы скорости роста трещин в сплаве В95АТ1 как функции упругого КИН (а) и пластического КИН (б) на боковой поверхности в диапазоне температур  $-60^{\circ}\text{C} \div +250^{\circ}\text{C}$

Этот вывод подтверждается также результатами интерпретации скорости роста трещин на свободной поверхности цилиндрических образцов при циклическом одноосном растяжении в терминах упругих и пластических КИН и для сплава В95АТ1, которые представлены на рис. 4.5.3. Более детальное сравнение диаграмм скорости роста трещин для каждой температуры в отдельности для исследованных алюминиевых сплавов, имеющих близкие упругие, но различные пластические свойства в диапазоне температур, показаны на рис. 4.5.4.



**Рис. 4.5.4.** Диаграммы скорости роста трещин на свободной поверхности в функции упругого и пластического КИН для сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 в диапазоне температур  $-60^{\circ}C \div +250^{\circ}C$

Наглядная иллюстрация эффектов влияния температуры испытаний на скорость развития трещин в зависимости от способа интерпретации следует из сравнений, представленных на рис. 4.5.5 и рис. 4.5.6, соответственно в терминах упругих и пластических параметров сопротивления циклическому разрушению. Совершенно очевидно, что применение пластического КИН для этих целей приводит к одной общей кривой усталостного разрушения для сплава Д16ЧАТ во всем диапазоне температур с областями перекрытия по скорости роста поверхностных трещин. Для сплава В95АТ1 в терминах пластического КИН наблюдаются два характерных сопряженных участка общей диаграммы усталостного разрушения. Первый из них относится к отрицательной температуре, а второй образуется участками, принадлежащими комнатной и повышенной температуре.



**Рис. 4.5.5.** Сравнение диаграмм усталостного разрушения сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 на свободной поверхности в функции упругого КИН в диапазоне температур

Общим правилом интерпретации характеристик циклической трещиностойкости конструкционных материалов является, согласно отечественному и международному стандартам, определение в результате статистической обработки результатов испытаний констант, принадлежащих линейным участкам диаграмм скорости роста трещин. Эти константы рассматриваются как свойства материала и находятся из аппроксимационного уравнения типа Париса

$$\frac{da}{dN} = C (K_{eqv})^m \quad (4.5.1)$$

где  $C$  и  $m$  искомые характеристики сопротивления материала росту трещины. В таблицах 4.5.1 и 4.5.2 приведены значения полученных констант для исследованных алюминиевых сплавов в диапазоне температур для одной из основных точек фронта трещины, принадлежащей свободной поверхности цилиндрического образца. При этом в таблице 4.5.1 величины констант относятся к двум различным способам интерпретации, а именно, в терминах упругих и пластических КИН.

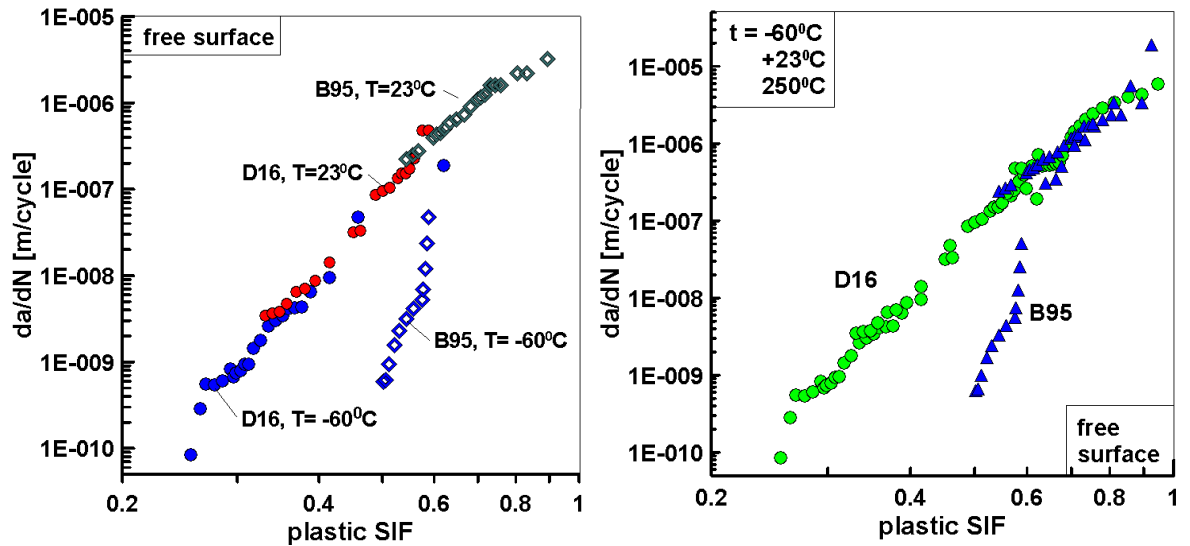


Рис. 4.5.6. Сравнение диаграмм усталостного разрушения сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 на свободной поверхности в функции пластического КИН в диапазоне температур

Таблица 4.5.1. Константы линейных участков диаграмм усталостного разрушения

Материал	Температура, °C	Упругое решение		Упруго-пластическое решение	
		Свободная поверхность		Свободная поверхность	
		m	C	m	C
В 95АТ1	-60	3.375024	7.27692E-14	14.22266	1.60705E-05
	+23	1.116608	1.69771E-08	5.744461	7.90821E-06
	+250	1.869001	3.47553E-09	9.784329	2.36348E-05
Д16ЧАТ	-60	2.233808	2.07677E-11	8.674741	2.76357E-05
	+23	2.419913	4.01991E-11	8.758559	3.50677E-05
	+250	2.162736	1.54024E-09	6.989544	1.32368E-05

**Таблица 4.5.2.** Константы и уравнения аппроксимации диаграмм усталостного разрушения в терминах пластического КИН

Материал	m	C	Уравнение аппроксимации
Д16ЧАТ (общая кривая)	8.393	$2.110 \cdot 10^{-5}$	$\frac{da}{dN} = 2.223 \cdot 10^{-5} (K_p)^{8.355}$
В95АТ1 (часть 1)	14.223	$1.607 \cdot 10^{-5}$	$\frac{da}{dN} = 1.607 \cdot 10^{-5} (K_p)^{14.223}$
В95АТ1 (часть 2)	5.744	$7.908 \cdot 10^{-6}$	$\frac{da}{dN} = 7.908 \cdot 10^{-6} (K_p)^{5.744}$

Как следует из результатов, показанных на рис. 4.5.6, для сплава Д16ЧАТ имеет место одна общая кривая скорости роста трещин для всего рассмотренного диапазона температур испытаний, а для сплава В95АТ1 наблюдаются два сопряженных участка. Соответственно этому в таблице 4.5.2 приведены для сплава Д16ЧАТ приведено одно уравнение аппроксимации, а для сплава В95АТ1 два уравнения.

В литературе неоднократно было отмечено, что двухпараметрическое описание характеристик циклической трещиностойкости конструкционных материалов является не совсем однозначным. Тем более, что константы  $C$  и  $m$  не являются независимыми и имеет место корреляция между ними. Для исключения этого неудобства предлагается ввести безразмерный параметр циклической трещиностойкости для описания зависимости от температуры, в котором используются в качестве базовых данные испытаний при нормальной температуре. Предлагается отнести значения констант при произвольной температуре испытаний  $C_t$  и  $m_t$  к их величинам при комнатной температуре  $C_{23}$  и  $m_{23}$ , параметр сопротивления разрушению записать как произведение отношений

$$R_T = \frac{m_t}{m_{23}} \frac{C_{23}}{C_t} \quad (4.5.2)$$

В таблице 4.5.3 приведены расчетные значения параметра  $R_T$  отдельно для каждой температуры испытаний алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 и уравнения аппроксимации для всего рассмотренного диапазона изменения температуры. Табличные данные относятся к скорости развития трещин на свободной поверхности цилиндрических полых образцов при одноосном растяжении.



Таблица 4.5.3. Параметры сопротивления усталостному разрушению

	Т, °С	Уруго-пластическое решение	
		Свободная поверхность	
		R <sub>T</sub>	Уравнение аппроксимации
В95АТ1	-60	1.2184	$R_T = 0.0000023752T^2 - 0.0025430804T + 1.0572343757$
	+23	1.0000	
	+250	0.5699	
Д16ЧАТ	-60	1.2568	$R_T = 0.0000258130T^2 - 0.0021387079T + 1.0355352123$
	+23	1.0000	
	+250	2.1142	

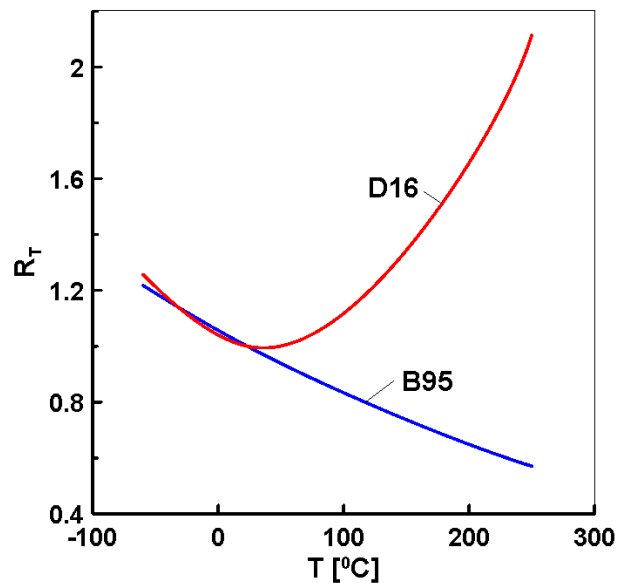


Рис. 4.5.7. Поведение параметра сопротивления циклическому разрушению для алюминиевых сплавов в зависимости от температуры испытаний

Из представленных данных на рис. 4.5.7. следует однозначная однопараметрическая оценка характеристик сопротивления циклическому разрушению в зависимости от температуры испытаний посредством введенного параметра  $R_T$ . Очевидно, что в области отрицательных температур оба алюминиевых сплава показывают одинаковое сопротивление циклическому разрушению, а с повышением температуры их поведение становится различным. Для сплава В95АТ1 наблюдается монотонное снижение сопротивления разрушению, а для сплава Д16ЧАТ имеет место увеличение значений параметра  $R_T$ . Таким образом, данный параметр может быть рекомендован для количественной характеристики свойств сопротивления материалов циклическому разрушению при развитии поверхностных дефектов в диапазоне температур.

## **ГЛАВА 5. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ НА СТАДИИ РАЗВИТИЯ ДЕФЕКТОВ В ОБРАЗЦАХ И ДИСКЕ КОМПРЕССОРА ГТД**

В предыдущих главах 2-4 настоящей работы представлены расчетно-экспериментальные результаты развития поверхностных дефектов при сложном напряженном состоянии в диапазоне от отрицательных до повышенных температур на примере двух алюминиевых сплавов различных свойств. Геометрия модельных полых цилиндрических образцов выбрана исходя из условий удобства реализации различных видов комбинированного нагружения. Достаточно близким по набору рассмотренных ключевых факторов расчетов и экспериментов, а также возможных приложений установленных закономерностей является вращающийся диск компрессора авиационного ГТД. К основным факторам, определяющим возможность приложения достигнутых результатов, в диске компрессора ГТД относятся: наличие поверхностного дефекта, сложное напряженное состояние, упруго-пластическое деформирование в зоне концентрации и диапазон изменения температуры в эксплуатации.

В этой связи в настоящей главе представлен и реализован алгоритм оценки остаточной долговечности диска компрессора авиационного ГТД на основе развиваемых подходов нелинейной механики деформирования и разрушения. При этом не ставилась цель полного воспроизведения условий нагружения и повреждения диска в эксплуатации. Речь идет о примере приложения сформированного метода в рамках модельной задачи, в которой конструкция диска рассматривается как конкретный объект с известным типом и расположением эксплуатационного повреждения. Частота вращения и температура рассматриваются как варьируемые характеристики параметрического исследования. При этом диапазон температур в расчетах и экспериментах выбран из условий применения титанового сплава ВТ3-1 как такового в элементах авиационных конструкций. Таким образом, объектом исследования в настоящей главе является прототип диска компрессора низкого давления первой ступени авиационного ГТД в оговоренных модельных условиях состояния. Результаты будут направлены не на получение конкретных значений ресурса, а на изложение алгоритма реализации и анализ эффектов приложений методов нелинейной механики деформирования и разрушения с точки зрения оценки остаточной долговечности элементов конструкций.

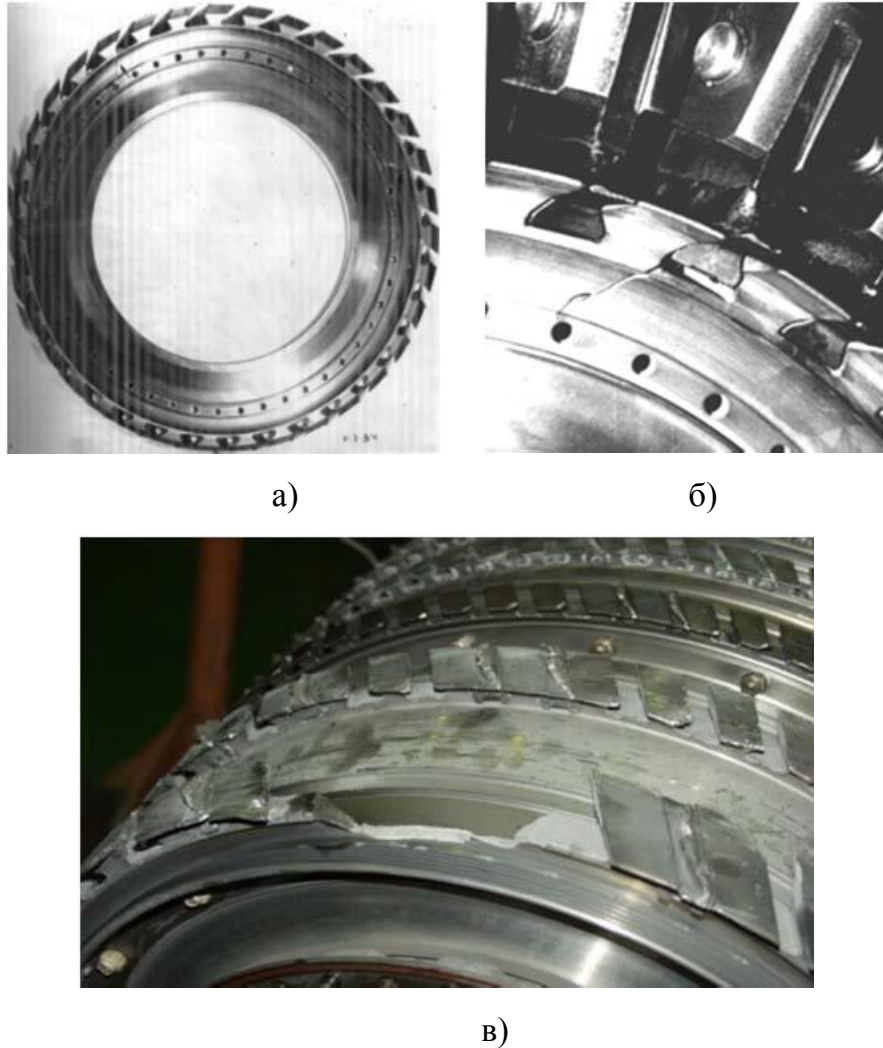
В современных летательных аппаратах гражданской авиации вращающиеся диски газотурбинного двигателя (ГТД) являются наиболее важными элементами с точки зрения несущей способности. Прогнозирование скорости роста усталостной трещины в критических зонах вращающихся дисков, таких, как замковые соединения, является основной задачей при соблюдении принципов безопасной повреждаемости. В связи с этим для корректного прогнозирования распространения усталостных трещин и долговечности необходима модель роста трещин, позволяющая учитывать сложные термомеханические условия нагружения, а также учет таких факторов, как нелинейное циклическое деформирование, накопление и рост повреждений. Подобные данные являются основополагающими при разработке современных моделей роста усталостных трещин, все чаще используемых в качестве инженерных приложений для прогнозирования остаточного ресурса [10, 33, 62, 86, 88, 118, 188, 172].

Целью данной главы является изучение распространения усталостных трещин в замковом соединении типа «ласточкин хвост» диска компрессора ГТД для различных температурных режимов работы. Коллективом авторов Шлянниковым В.Н., Яруллиным Р.Р., Захаровым А.П., Бойченко Н.В., Тумановым А.В., Иштыряковым И.С. накоплен большой опыт в проведении анализа НДС дисков компрессоров и турбин на основе МКЭ [157, 158, 164, 166, 172, 185]. Исследованию развития трещин в диске компрессора посвящена серия работ [4, 76, 89, 159, 162, 166, 185]. Коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) для уголковых трещин, развивающихся в зонах радиусного сопряжения замкового соединения, и размер зоны процесса разрушения, как функции количества циклов нагружения, были определены в результате численных исследований. Прогнозирование долговечности диска компрессора проведено на основании распределений КИН, полученных по упругим и пластическим моделям роста трещины. Решения для КИН в диске компрессора для эксплуатационных условий нагружения внедрены в модель распространения трещины. В сочетании с упругопластическими свойствами титанового сплава ВТЗ-1 были рассмотрены различные комбинации угловой скорости вращения, температуры, формы и размеров поверхностного дефекта.

### **5.1. Напряженно-деформированное состояние диска компрессора ГТД без дефекта**

Объектом исследования в данной главе выступал диск компрессора высокого

давления (КВД) двигателя Д-36 (рис. 5.1.1 а). Практика эксплуатации показывает, что в радиусных сопряжениях паза под лопатку, в замковом соединении типа «ласточкин хвост», происходит образование и развитие трещин (рис. 5.1.1 б), приводящих в итоге к отделению части диска в пределах его ободной части (рис. 5.1.1 в).



**Рис. 5.1.1.** Диск компрессора двигателя Д-36 (а) и эксплуатационные повреждения замкового соединения типа «ласточкин хвост» (б, в)

В работе Шанявского А.А. [58] проведен анализ разрушений титановых дисков компрессоров подобной геометрии за период с 1973 по 1985 годы. Автор установил, что чаще всего в дисках последовательно и/или параллельно развивались несколько трещин по межпазовым выступам с обеих сторон обода. Начальное распространение трещин шло в осевом направлении по образующей паза, а по направлению к центру диска – под углом около  $45^\circ$  к доньшку паза. Так же было выявлено, что распространение трещин сопровождается формированием усталостных бороздок, свидетельствующих о разрушении материала дисков в области малоциклового усталости, при этом развитие

усталостного разрушения дисков происходит с формированием одной усталостной бороздки за один полетный цикл нагружения (ПЦН).

Рассматриваемый диск компрессора изготовлен из титанового сплава ВТ3-1. Основные механические характеристики рассматриваемого сплава при различных температурах были приведены в таблице 3.1.2. главы 3 настоящей работы.

Диски компрессора подвержены влиянию высокой температуры ( $300^{\circ}\text{C}$ ), давлению воздуха в тракте (до 300 МПа), центробежной нагрузки, связанной с высокой частотой вращения ротора. Для номинального режима работы ГТД частота вращения ротора составляет 925 рад/сек.

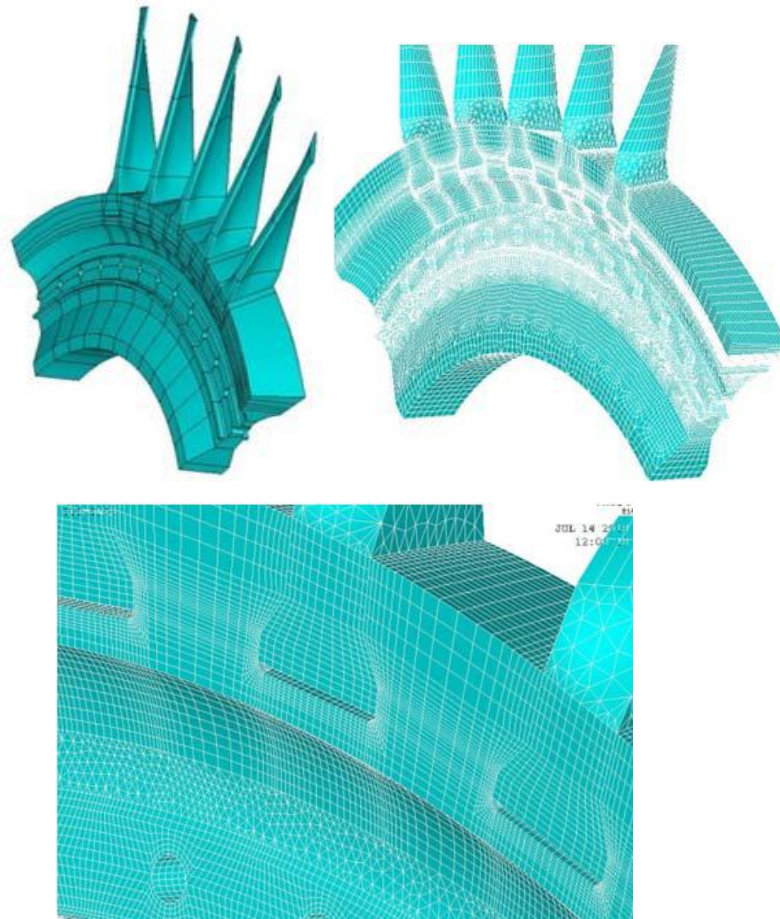
Первый этап работ, по выявлению высоконагруженных зон диска компрессора ГТД, состоял в моделировании и определении напряженно-деформированного состояния (НДС) исследуемой конструкции. Достоверность и точность численного расчёта определена качеством используемой расчетной модели, её соответствием реальному физическому объекту и условиям его работы. Для получения корректного решения необходимо использование полноразмерной объемной расчетной схемы как можно более точно описывающей реальную геометрию конструкции. При задании физико-механических свойств конструкционного материала учитывалась возможность его нелинейного поведения. Таким образом, в первую очередь был установлен уровень действующих напряжений в исследуемой части конструкции.

Как отмечалось выше, диски компрессора являются наиболее напряженными и ответственными деталями ГТД. На диск действуют следующие силовые факторы:

- центробежная сила от собственной массы диска;
- контурная нагрузка от воздействия рабочих лопаток на обод диска, которая передается через замковое соединение;

Для такого сочетания условий нагружения при определении напряжений в дисках необходимо решить задачу в трехмерной постановке. Подобная задача может быть решена только численно на основе метода конечных элементов (МКЭ). К числу сертифицированных и наиболее популярных в расчетной практике конечно-элементных комплексов относится программный комплекс ANSYS [80].

Объемная модель геометрии диска КВД двигателя Д-36 была полностью воспроизведена по чертежам завода-изготовителя (рис. 5.1.2).



**Рис. 5.1.2.** Расчетная схема диска компрессора ГТД

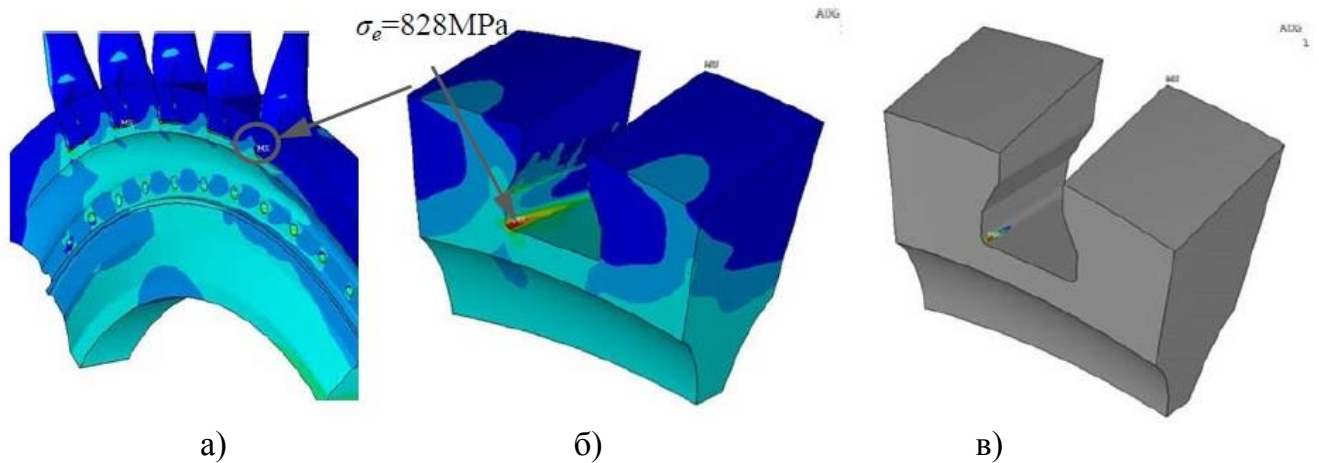
При формировании расчетной схемы использовались 20-ти узловые квадратичные объемные элементы SOLID 95. Перемещения радиальных сечений диска, соответствующие плоскостям YOZ и XOZ были ограничены по нормали. При таком приложении граничных условий выполняются условия циклической симметрии, позволяющие перейти от полноразмерной модели к ее части в виде четверти диска. Ступичная часть диска была ограничена в перемещениях вдоль оси вращения.

В основу численных расчетов был положен комплекс упругопластических свойств титанового сплава BT3-1, полученный при соответствующих температурах (таблица 3.1.2). Расчет проводился для номинального режима работы турбоагрегата.

Как следует из результатов расчета, основной высоконагруженной зоной диска компрессора является радиусное сопряжение в замковом соединении типа «ласточкин хвост». На рис. 5.1.3а представлено распределение интенсивности упруго-пластических напряжений по всему диску, на рис. 5.1.3б – в зоне радиусных сопряжений.

На рис. 5.1.3в серым цветом выделена область, где напряжения не превышают предел текучести материала ( $\sigma_0=753$  МПа). В радиусных сопряжениях паза под лопатку,

ближе к наружной поверхности ступицы диска реализуются напряжения, превышающие предел текучести материала ( $\sigma_{i(max)} > \sigma_0$ ) на 10% и составляют 828 МПа. Таким образом, в данном радиусном сопряжении стенки и доньшка паза возникают зоны пластических деформаций, что в совокупности с переменным характером работы двигателя во время ПЦН ведет к накоплению повреждений, приводящих к образованию и развитию микро- и макротрещин.



**Рис. 5.1.3.** Распределения интенсивности напряжений в диске компрессора ГТД (а, б) и зона пластической деформаций в радиусном сопряжении паза (в)

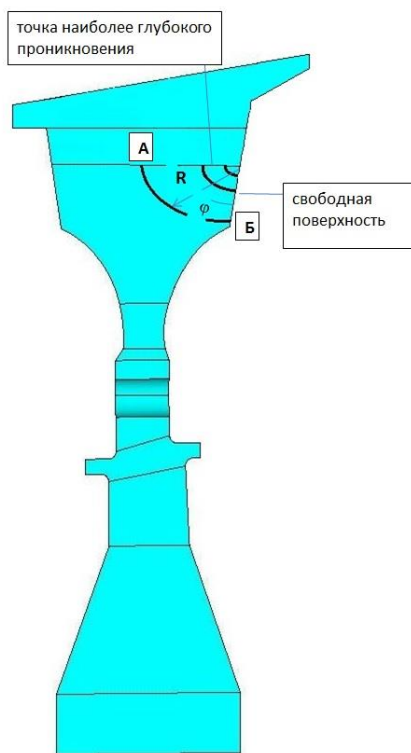
Итак, в ходе первого этапа расчетов выявлено, что в радиусных сопряжениях замкового соединения лопаток типа «ласточкин хвост» возникают зоны нелинейных деформаций, в которых с течением времени происходят взаимосвязанные процессы накопления и развития повреждений.

## 5.2. Напряженно-деформированное состояние диска компрессора ГТД с повреждением в зависимости от температуры

Второй этап расчетов состоял в определении НДС диска компрессора ГТД с повреждением в виде поверхностного дефекта. Область формирования поверхностного дефекта выбрана согласно определенному на первом этапе работы направлению (рис. 5.1.3).

На рис. 5.2.1 показаны схема положения четвертьэллиптического фронта трещины в диске, а также размеры моделируемых дефектов. Трещина моделировалась как надрез с конечным радиусом кривизны в вершине трещины  $r=0.002$  мм, где  $a$  – глубина трещины,  $c$  – размер трещины на поверхности. Буквами А и Б обозначены:

внутренняя поверхность замкового соединения и внешняя поверхность диска соответственно.



№ фронта	Сечение А, мм	Сечение Б, мм	Соотношение сторон Б/А
1 фронт	0.71	0.34	0.48
2 фронт	1.32	0.76	0.57
3 фронт	2.22	1.5	0.68

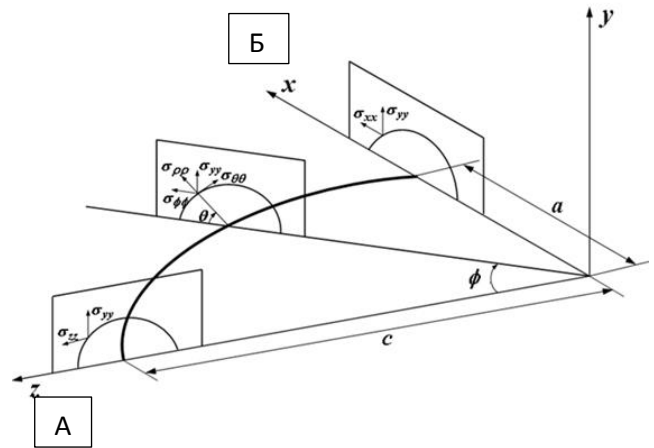


Рис. 5.2.1. Размеры и положения моделируемых дефектов

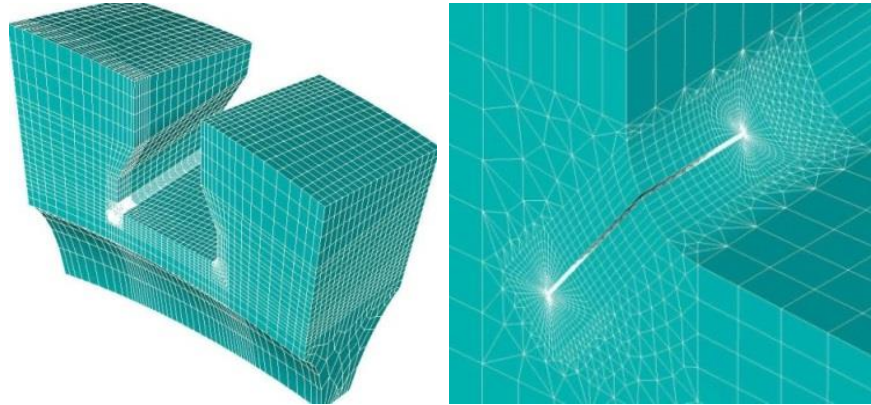
В данной главе результаты вдоль фронта четвертьэллиптической трещины представлены в нормированном виде. Нормировка осуществлялась с помощью уравнения 3.25-3.27 главы 3, где значение  $R$  так же изменяется от 0 до 1, где  $R=0$  соответствует свободной поверхности диска (точка Б),  $R=1$  – внутренняя поверхность паза (точка А).

На свободных поверхностях паза диска реализуется плоское напряженное состояние (ПНС), а в теле диска состояние, близкое к плоской деформации (ПД). Переход от ПНС к ПД происходит в небольшой приповерхностной зоне. Для точного и корректного описания перехода от ПД к ПНС в области радиуса сопряжения паза лопатки, содержащего концентратор напряжений в виде поверхностного дефекта, выполнено сгущение сетки конечных элементов (рис. 5.2.2а, б).

Численные расчеты НДС диска с повреждениями проведены для трех фронтов трещины при комнатной и повышенной температуре (таблица 5.2.1).



Для выполнения численных расчетов в порядке определения параметров локального НДС были сформированы full-3D расчетные схемы МКЭ замкового соединения лопатки с диском компрессора, приведенные на рис. 5.1.2. В зоне радиусного сопряжения доньшка и стенки паза были введены повреждения в форме уголкового трещины, размеры которых представлены в таблице 5.2.1.



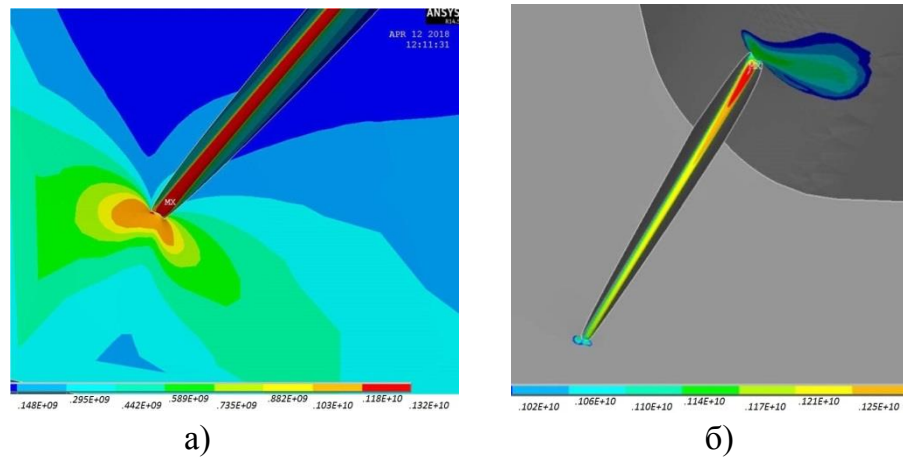
**Рис. 5.2.2.** Схема МКЭ в области паза диска с поверхностным дефектом

**Таблица 5.2.1.** Сочетания варьируемых параметров

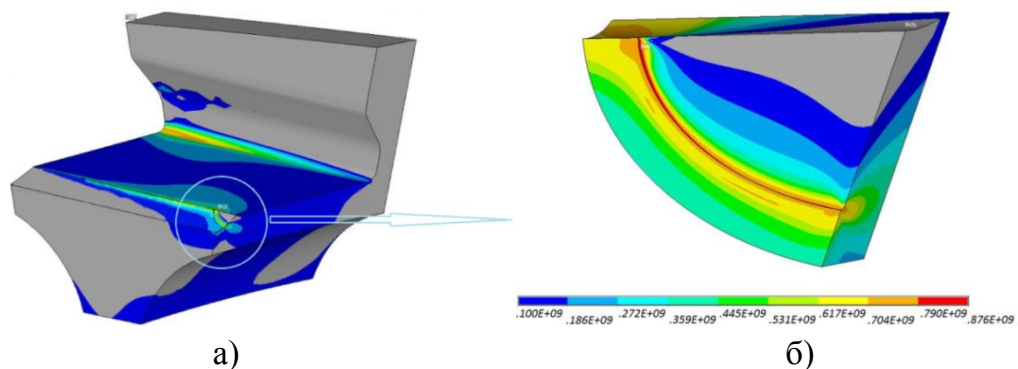
Угловая скорость вращения ротора, рад/сек	Температура, °С	Диск с трещиной: a=0.34 мм, c=0.71 мм a=0.76 мм, c=1.32 мм a=1.5 мм, c=2.2 мм	
		Упругость	Пластика
925	23	+	+
	300	+	+
	370	+	+
1000	23	+	+
	300	+	+
	370	+	+

Типовые картины распределений эквивалентных напряжений по Мизесу в локальной области вершины трещины показаны на рис. 5.2.3 и 5.2.4.

Результаты рассчитанных распределений напряжений приведены на рис. 5.2.5 и 5.2.6 для титанового сплава ВТЗ-1 с угловой скоростью вращения ротора 1000 рад/сек при комнатной температуре. Для сравнения выбран начальный и конечный фронт трещины.



**Рис. 5.2.3.** Распределение эквивалентных напряжений по Мизесу на свободной поверхности (а) и вдоль фронта трещины (б)



**Рис. 5.2.4.** Распределение глобальных (а) и локальных (б) эквивалентных напряжений по Мизесу вдоль углового фронта трещины

Напомним, что значение эллиптического угла  $\varphi=0^\circ$  соответствует точке фронта трещины, находящейся на свободной поверхности диска компрессора, а координата  $\varphi=60^\circ$  принадлежит точке наиболее глубокого проникновения фронта, расположенной на доньшке паза. Из анализа распределений окружных напряжений, следует, что максимум напряжений находится вблизи внутренней поверхности замкового соединения диска компрессора ГТД. Из рис. 5.2.5-5.2.6. отчетливо виден переход от плоского напряженного состояния к плоской деформации вдоль фронта четверть эллиптической трещины. Эта область лежит в пределах эллиптического угла  $\varphi$  от  $0^\circ$  до  $10^\circ$ .

Таким образом, в диапазоне изменения параметрического угла эллипса  $\varphi=10^\circ\div 60^\circ$  можно говорить о том, что материал находится в условиях близких к плоской деформации. Положение максимумов окружных напряжений предполагает дальнейшее направление развития полуэллиптической трещины в этом направлении.

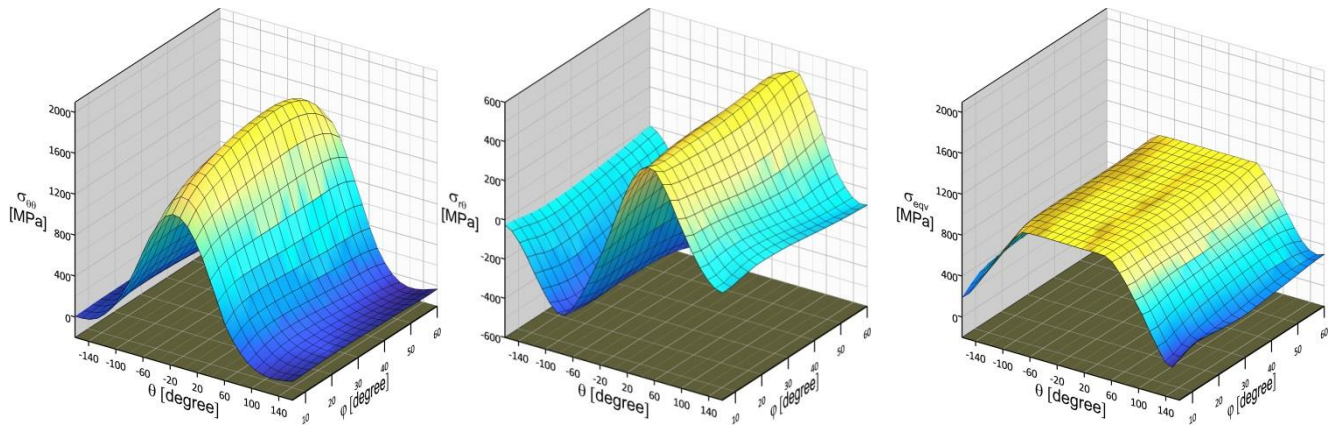


Рис. 5.2.5. Распределение окружных, сдвиговых и эквивалентных напряжений вдоль 1 фронта трещины в диске компрессора при комнатной температуре

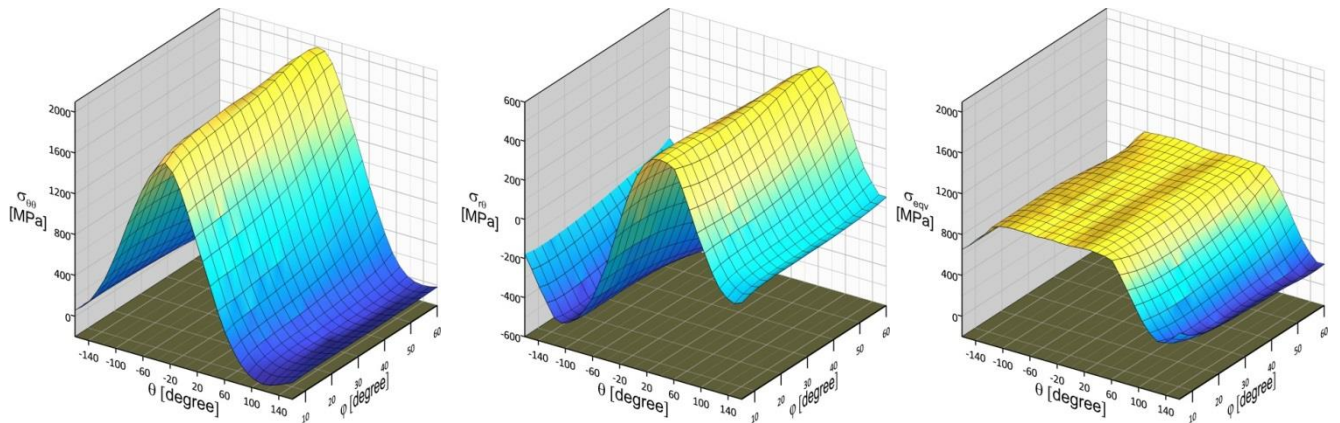


Рис. 5.2.6. Распределение окружных, сдвиговых и эквивалентных напряжений вдоль 3 фронта трещины в диске компрессора при комнатной температуре

Таблица 5.2.2. Максимальные напряжения во фронте трещины в диске компрессора

Угол, φ	Скорость вращения, рад/сек	Размер фронта, А / Б	$\sigma_{\theta\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{r\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{eqv}$ (max), [МПа]
45	1000	0.71 / 0.34	1725	492	1006
56		0.71 / 0.34	1553	509	1008
60		0.71 / 0.34	1370	489	1010

Таблица 5.2.3. Максимальные напряжения во фронте трещины в диске компрессора

Угол, φ	Скорость вращения, рад/сек	Размер фронта, А / Б	$\sigma_{\theta\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{r\theta}$ (max), [МПа]	$\sigma_{eqv}$ (max), [МПа]
45	1000	2.22 / 1.5	1951	516	1006
56		2.22 / 1.5	2024	540	1009
60		2.22 / 1.5	1992	526	1015

В таблице 5.2.2-5.2.3. представлены максимальные значения компонент упруго-пластических напряжений для начального и конечного фронта трещины при одинаковой температуре и угловой скорости вращения ротора. Очевидно, что из рассмотренным размеров фронтов трещины максимальные показатели радиальных и эквивалентных напряжений наблюдаются у третьего фронта трещины. Максимум напряжений имеет место на некотором удалении от точки находящейся на доньшке паза, в сторону свободной поверхности диска компрессора. Распределения эквивалентных напряжений с увеличением фронта остается примерно идентичным, лишь окружные и радиальные напряжения увеличиваются. По данным таблиц 5.2.2 - 5.2.3 необходимо отметить, что окружные и эквивалентные компоненты напряжений превышают значения предела текучести сплава ВТЗ-1 при комнатной температуре (табл. 3.1.2), т.е. во фронте трещины имеет место упруго-пластическое напряженно-деформированное состояние.

*Упругие и нелинейные параметры сопротивления разрушению*

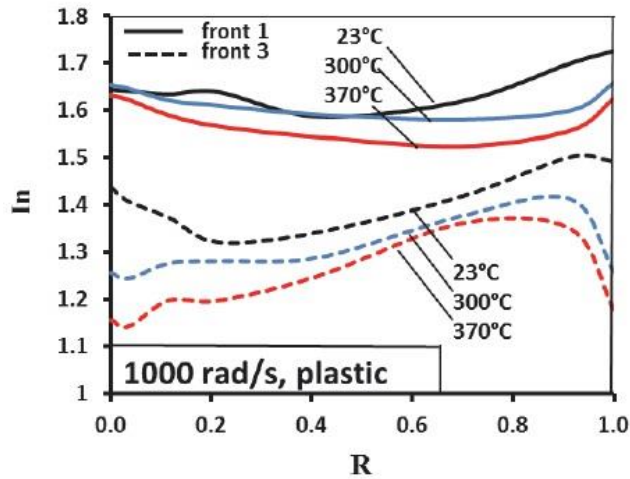
В работе Шлянникова В.Н. [172] на основе численного анализа показано, что в области замкового соединения диска реализуются условия двухосного нагружения, за счёт действия радиальных и окружных напряжений. Показатель двухосности  $\eta = \sigma_{rr} / \sigma_{\theta\theta}$  является функцией уровня действующих напряжений и изменяется в диапазоне от -0.27 до +0.29 [172].

Для учета условий смешанных форм деформирования в диске компрессора использовался эквивалентный упругий коэффициент интенсивности напряжений (КИН) (уравнение 2.4.1 - 2.4.2), учитывающий вклад КИНов при нормальном отрыве и чистом сдвиге  $K_1$  и  $K_2$  соответственно.

Пластический КИН был использован в качестве параметра сопротивления разрешения при оценке скорости роста трещины и остаточной долговечности диска компрессора. Формулы для расчета пластического КИН приведены в уравнениях 3.7 - 3.11 главы 3 настоящей работы.

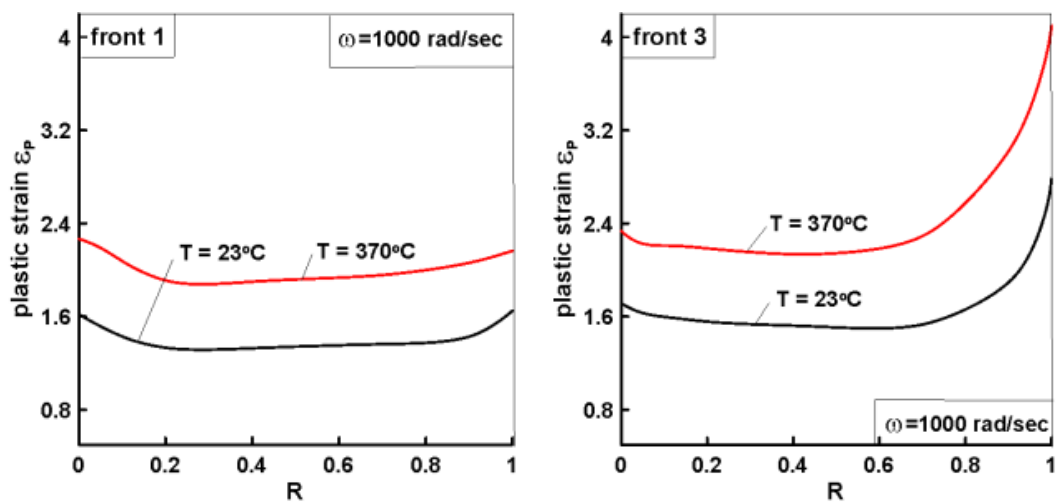
Распределение управляющего параметра упругопластических полей напряжений  $I_n$  вдоль фронта трещины в диске компрессора с угловой скоростью вращения 1000 рад/сек представлен на рис. 5.2.7. Распределения приведены для трех температур и двух (начальный и конечный) положений фронта трещины. Как видно из рис. 5.2.7 параметр  $I_n$  существенно меняется вдоль фронта трещины, от свободной поверхности к

внутренней поверхности паза. Свойства материала, связанные с температурой и положением фронта трещины, оказывают существенное влияние на распределение параметра  $I_n$ .



**Рис. 5.2.7.** Распределение параметра  $I_n$  вдоль фронта трещины в диапазоне температур

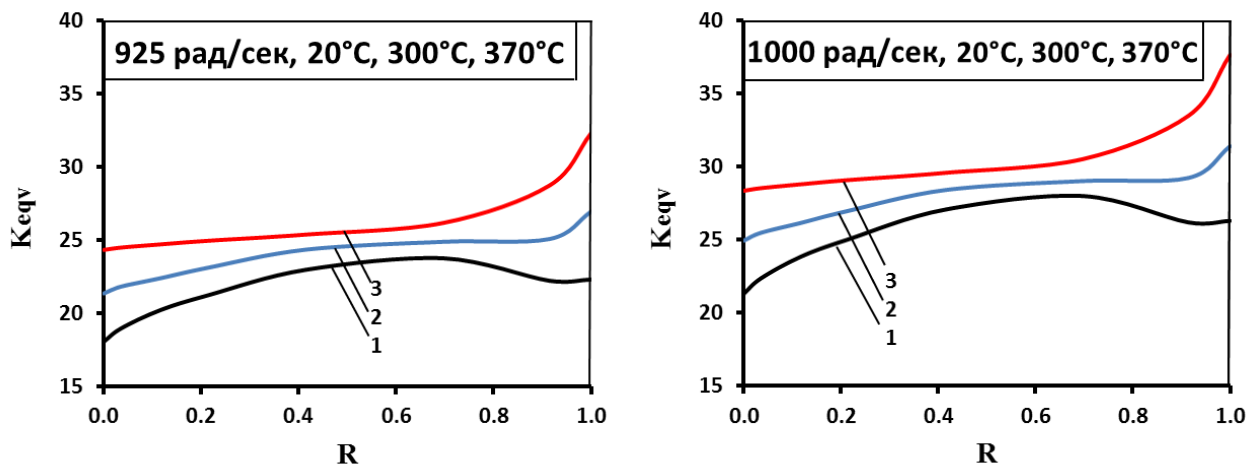
На рис. 5.2.8 представлены распределения максимальных эквивалентных пластических деформаций вдоль фронта трещины в диске компрессора. Результаты соответствуют начальному (фронт 1) и финальному (фронт 3) фронту трещины для различных температур. Из-за изменения соотношения сторон от  $B/A = 0.48$  до  $0.68$  полуосей уголкового трещин, максимум деформации смещен от свободная поверхность диска ( $R = 0$ ) до внутренней поверхности замкового соединения ( $R = 1$ ).



**Рис. 5.2.8.** Распределение максимальных эквивалентных пластических деформаций вдоль фронта трещины

На рис. 5.2.9 представлено распределение эквивалентного упругого КИН вдоль фронта трещины. Цифрами обозначены номера фронтов. Результаты представлены для двух значений числа оборотов и трех значений температуры. Представленные данные демонстрируют, что эквивалентный упругий КИН проявляет зависимость от положения и размеров трещины и частоты вращения. В то же время совершенно четко видно, что упругий КИН не чувствителен к температуре в рассматриваемом диапазоне. В рамках каждого рассмотренного в работе положения фронта трещины трем значениям температуры (20°C, 300°C, 370°C) соответствует одно и то же распределение  $K_{eqv}$ . Данный факт накладывает существенные ограничения на использование упругого коэффициента интенсивности напряжений в качестве характеристики сопротивления разрушению.

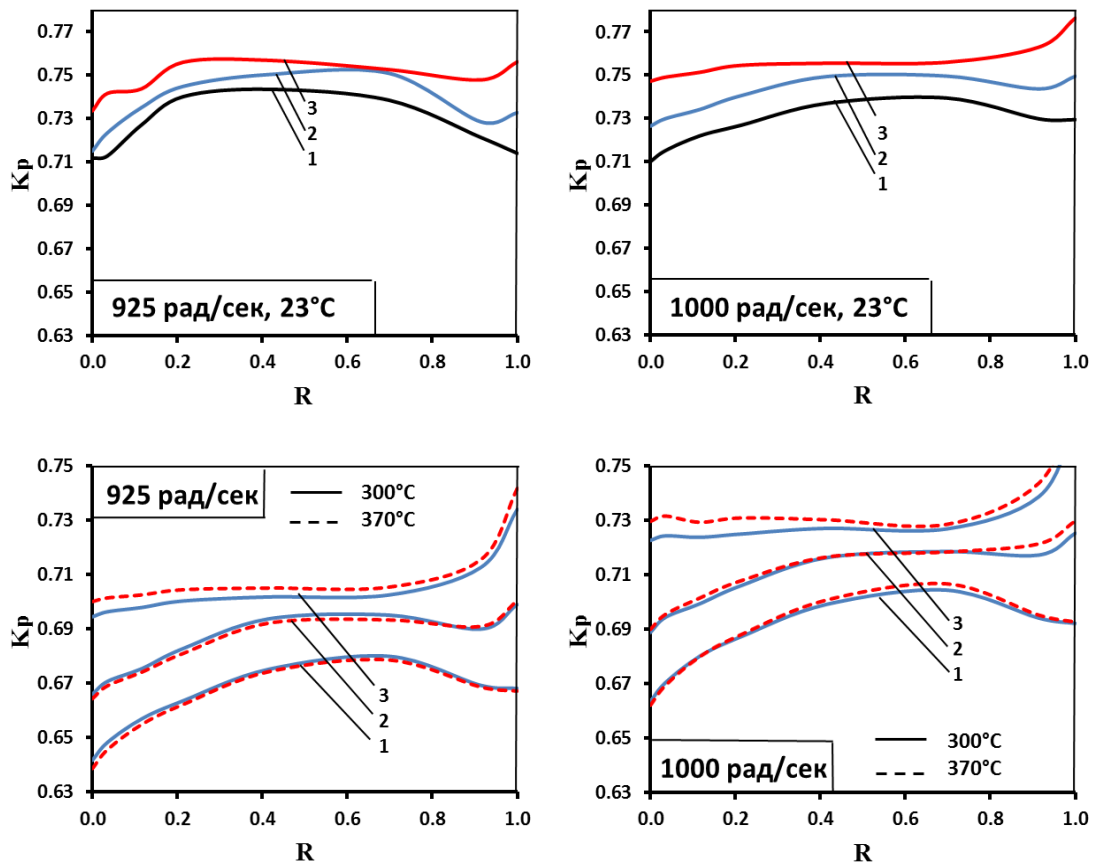
На рис. 5.2.10 представлены распределения пластического КИН в диапазоне рассматриваемых температур. Цифрами обозначены номера фронтов. Пластический КИН также, как упругий, проявляет зависимость от размера и положения фронта и частоты вращения диска, однако в отличие от упругого  $K_p$  является функцией пластических свойств материала и, как следствие, температуры. Причем существенное изменение  $K_p$  наблюдается при повышении температуры с 20°C до 300°C. Дальнейшее увеличение температуры до 370°C практически не оказывает влияния на распределения пластического коэффициента интенсивности напряжений.



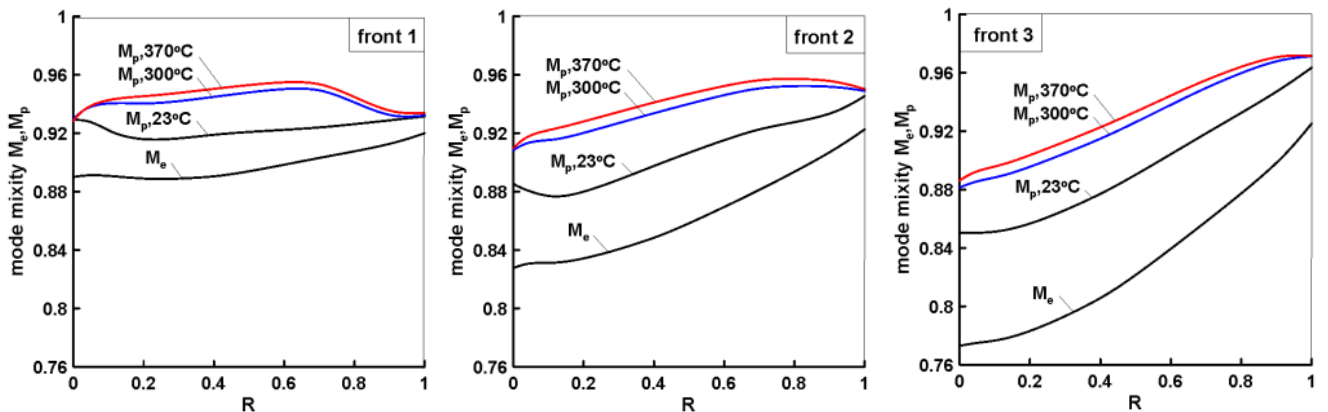
**Рис. 5.2.9.** Распределение эквивалентного упругого КИН вдоль фронта трещины в диапазоне температур (1-начальный фронт, 2-средний, 3 – финальный фронт)

На рис. 5.2.11 представлены распределения упругих  $M_E$  и пластических  $M_P$  параметров смешанности вдоль фронта трещины диска компрессора. Очевидно, что

пластический параметр смешанности  $M_p$  и нелинейный КИН  $K_p$  проявляют чувствительность к основным статическим и циклическим свойствам материала и зависят от рабочей температуры диска компрессора. Вышеизложенные факты демонстрируют предпочтительность использования пластического КИН в качестве параметра сопротивления разрушению материалов и конструкций.



**Рис. 5.2.10.** Распределение пластического КИН вдоль фронта трещины в диапазоне температур (1-начальный фронт, 2-средний, 3 – финальный фронт)



**Рис. 5.2.11.** Распределение упругих и упругопластических параметров смешанности вдоль фронта трещины

### 5.3. Модель прогнозирования скорости роста трещины и остаточной долговечности

Данный параграф посвящен прогнозированию скорости роста трещины и определению остаточной долговечности диска компрессора ГТД. Некоторые из современных моделей прогнозирования скорости роста трещины для условий малоциклового усталости основаны на фундаментальной масштабной характеристике, называемой зоной процесса разрушения (ЗПР). В работах [103, 167] были предложены модели скорости роста трещины, базирующиеся на характеристиках материала при статическом и малоцикловом деформировании, а также на дистанционной характеристике, связанной с размером ЗПР. Уравнения скорости роста трещины были разработаны с использованием решения Хатчинсона – Райса – Розенгрена (ХРР-решение) [116, 117, 146] для полей напряжений и деформаций в области вершины трещины для тела бесконечных размеров.

Анализ ЗПР может быть основан на физической длине, отнесенной к структуре материала, например размеру зерна, как это было принято в подходе [147]. Авторы предположили, при превышении касательных напряжений значений разрушающих напряжений  $\sigma_f$  происходит элементарный акт разрушения. И все это происходит на критическом расстоянии  $r_c$  в области вершины трещины. Механизм роста пор и пластического разрушения [179], теория критического расстояния [178, 176, 177], теория плотности энергии деформации [149], а также теории, основывающиеся на понятии ЗПР, используются в механике разрушений для решения задач статического и усталостного деформирования. Следует отметить, что в процессе эксплуатации ГТД вращающиеся диски чаще всего подвергаются двухосному и/или многоосному нагружению. По экспериментальным данным [63, 85, 104, 106, 123], скорость роста усталостной трещины существенно зависит от условий двухосного нагружения.

Проанализировав диск компрессора ГТД с повреждениями, были установлены различные области стабилизации фронта развивающейся трещины. Первая - это небольшая область, которая существует непосредственно перед вершиной трещины, где вследствие затупления вершины трещины в результате многократной нагрузки-разгрузки напряжения и деформации имеют конечную величину. Обозначим радиус затупления вершины трещины как  $\rho$ . Расстояние до вершины трещины изменяется, как предположил Эллин [103]



$$r = \delta^* + \rho \quad (5.3.1)$$

где  $\delta^* = \bar{r}_f a$

$$\bar{r}_f = \left( \frac{\Delta K_{eqv}^2}{E} \right) \left[ \frac{(\kappa-1)(1+\nu)}{4\pi a} + \frac{n'}{(n'+1)} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n w} \right] / \left[ 4\sigma_f^* \varepsilon_f^* (2N_f)^{-\beta} \right] \quad (5.3.2)$$

Подставляя уравнение 5.3.2. в уравнение 5.3.1., получаем:

$$\delta^* = \left( \frac{\Delta K_1^2}{E} \right) (2\Delta N)^\beta \left[ \frac{(\kappa-1)(1+\nu)}{4\pi} + \frac{n'}{(n'+1)} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f} \left( \frac{a}{w} \right) \right] / \left[ 4\sigma_f^* \varepsilon_f^* \right] - \rho \quad (5.3.3)$$

Скорость роста трещины  $da/dN$  определяется как:

$$\frac{da}{dN} = \frac{\delta^*}{\Delta N} = \left( \frac{\Delta K_1^2}{E} \right) \frac{(2\Delta N)^\beta}{\Delta N} \left[ \frac{(\kappa-1)(1+\nu)}{4\pi} + \frac{n'}{(n'+1)} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f} \left( \frac{a}{w} \right) \right] / \left[ 4\sigma_f^* \varepsilon_f^* \right] - \frac{\rho}{\Delta N} \quad (5.3.4)$$

При значении  $da/dN \approx 0$  и уменьшении КИН до  $\Delta K_1 = \Delta K_{th}$ , из уравнения 5.3.3 получаем:

$$\rho = \left( \frac{\Delta K_{th}^2}{E} \right) (2\Delta N)^\beta \left[ \frac{(\kappa-1)(1+\nu)}{4\pi} + \frac{n'}{(n'+1)} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f} \left( \frac{a}{w} \right) \right] / \left[ 4\sigma_f^* \varepsilon_f^* \right]. \quad (5.3.5)$$

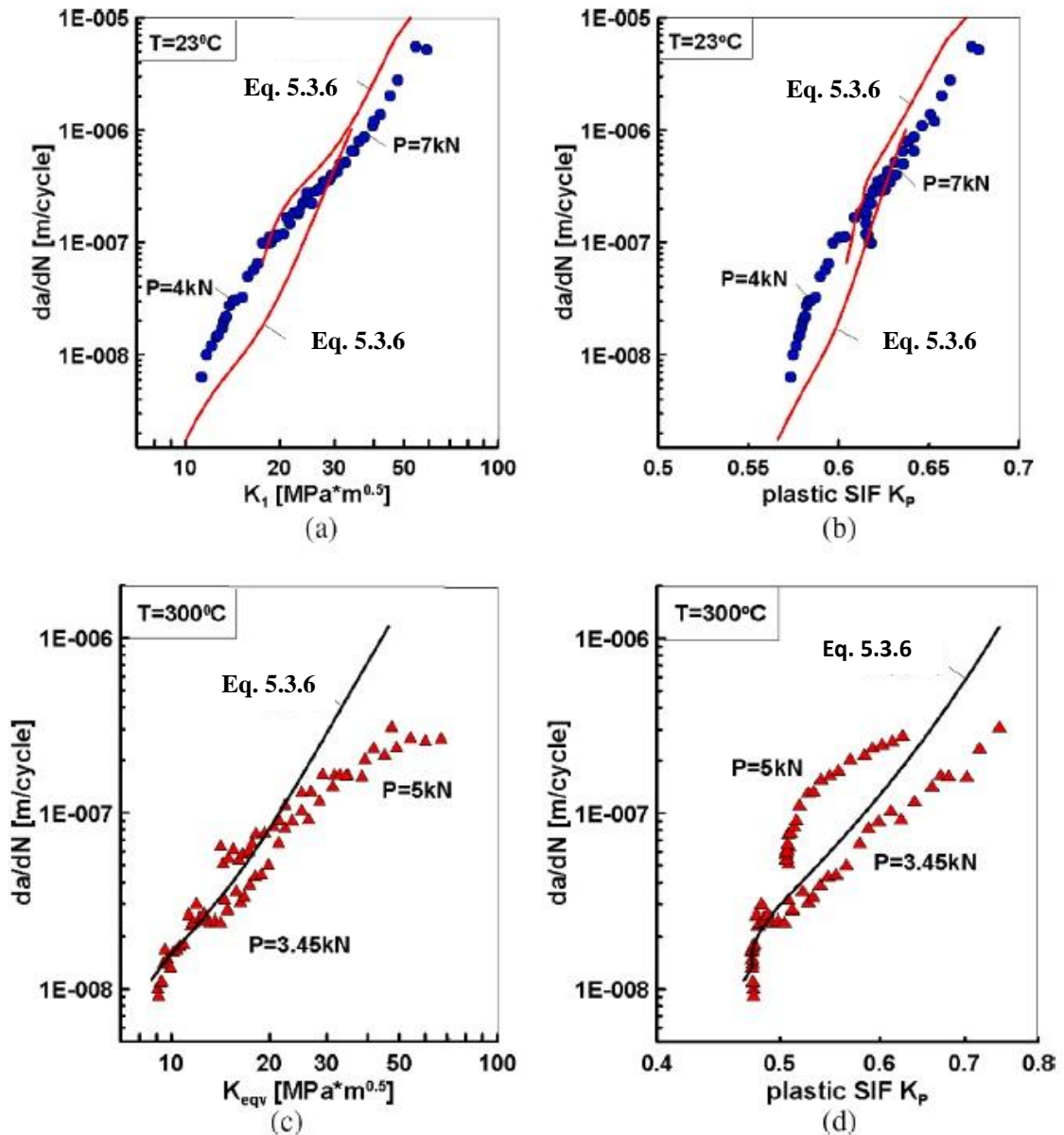
Из уравнений 5.3.3 – 5.3.5. скорость роста трещины и долговечность находится как

$$\left( \frac{da}{dN} \right)_{fatigue} = 2\delta^* \left\{ (\Delta K_1^2 - \Delta K_{th}^2) \left[ \frac{(\kappa-1)(1+\nu)}{4\pi} + \frac{n'}{(n'+1)} \frac{\tilde{\sigma}_e^{n'+1}}{I_n^f} \left( \frac{a}{w} \right) \right] / \left( 4E\sigma_f^* \varepsilon_f^* \delta^* \right) \right\}^{\frac{1}{\beta}} \quad (5.3.6)$$

где  $\beta = -(b+c)$

Основой для предложенной унифицированной модели является уравнение 5.3.6, в которой скорости роста усталостной трещины представлены в сравнении с экспериментальными данными [159], полученными на компактных образцах, изготовленных из того же титанового сплава ВТЗ-1, что и диск компрессора. Выбранные размеры компактного образца соответствуют рекомендациям стандарта ASTM [81], по условиям которого толщина  $b = 12,5$  мм и шириной  $w = 40$  мм. Испытания компактных образцов из титанового сплава ВТЗ-1, которые использовались для сравнения с теоретическими прогнозами, проводились при комнатной и повышенной температуре  $300^{\circ}\text{C}$  на уникальном высокотемпературном испытательном оборудовании с коэффициент асимметрии основного цикла нагружения  $R = 0.1$  и максимальными значениями нагрузки  $P_{max} = 4$  и  $8$  кН для температуры  $T = 23^{\circ}\text{C}$  и  $P_{max} = 3,45$  и  $5$  кН для температуры  $T = 300^{\circ}\text{C}$  при частоте нагрузки  $10$  Гц.

В данном разделе представлена интерпретация скорости роста трещины с точки зрения параметров механики упругого и пластического разрушения при различных температурных испытаниях с целью обоснования теоретической модели (уравнение 5.3.2). На рис. 5.3.1. приведены типичные экспериментальные диаграммы усталостного разрушения в координатах скорости роста трещины в зависимости от значений коэффициентов интенсивности напряжений для компактного образца при одноосном растяжении. В левой части рисунка 5.3.1 представлено поведение  $da/dN$  в зависимости от упругого КИН  $K_I$ , тогда как на правой части рисунка 5.3.1. дана скорость роста трещины в зависимости от безразмерного пластического КИН  $K_p$ . На рис. 5.3.1a и 5.3.1b показаны типичные экспериментальные диаграммы усталостного разрушения при комнатной температуре. На рис. 5.3.1c и 5.3.1d представлены диаграммы скорость роста трещины в зависимости от упругих и упругопластических КИН для компактных образцов, испытанных при повышенной температуре  $T=300^{\circ}\text{C}$ . В качестве сравнения на рис. 5.3.1 приведены зависимости скорости роста трещин от упругих и упругопластических КИН в титановом сплаве ВТЗ-1, где точками представлены экспериментальные результаты. Сплошные линии представляют результаты теоретического прогнозирования скорости роста трещины при малоцикловом деформировании, полученные из уравнения 5.3.6. Экспериментальные данные попадают в относительно узкую полосу разброса и хорошо согласуются с теоретическим прогнозом.



**Рис. 5.3.1.** Сопоставление прогнозирования скорости роста трещины с экспериментальными данными для титанового сплава ВТЗ-1

В этом исследовании подход к оценке ЗПР реализован с использованием уравнения 5.3.2, основанный на анализе МКЭ и свойствах статического и малоциклового деформирования титанового сплава ВТЗ-1, для прогнозирования скорости роста трещин и остаточной долговечности в диске компрессора ГТД, использовалось уравнение 5.3.6. Теоретические прогнозы в условиях малоциклового нагружения были проведены с использованием численных результатов, полученных для упругопластических распределений КИН вдоль различных фронтов уголкового трещины. Две крайние точки для каждого фронта трещины были выбраны для сравнения, т. е. точка  $A$  на свободной поверхности диска и точка  $C$  на поверхности замкового соединения. Начальная четвертьэллиптическая уголкового трещина при наибольшем

упругопластическом напряжении, располагалась в области скругления паза крепление лопатки диска компрессора типа "ласточкин хвост" и была смоделирована глубиной 0.34 мм и полудлинной 0.71 мм. Данные размеры близки к исходным поверхностным дефектам, наблюдаемым при полноразмерном испытании диска компрессора.

Алгоритм расчета скорости роста трещины имеет следующую последовательность:

$$a_0(\phi) \rightarrow r_0 \rightarrow a_1 = (a_0 + r_0) \rightarrow K_1 \rightarrow (da/dN)_1 \rightarrow N_1 \rightarrow a_i = f(N_i) \quad (5.3.7)$$

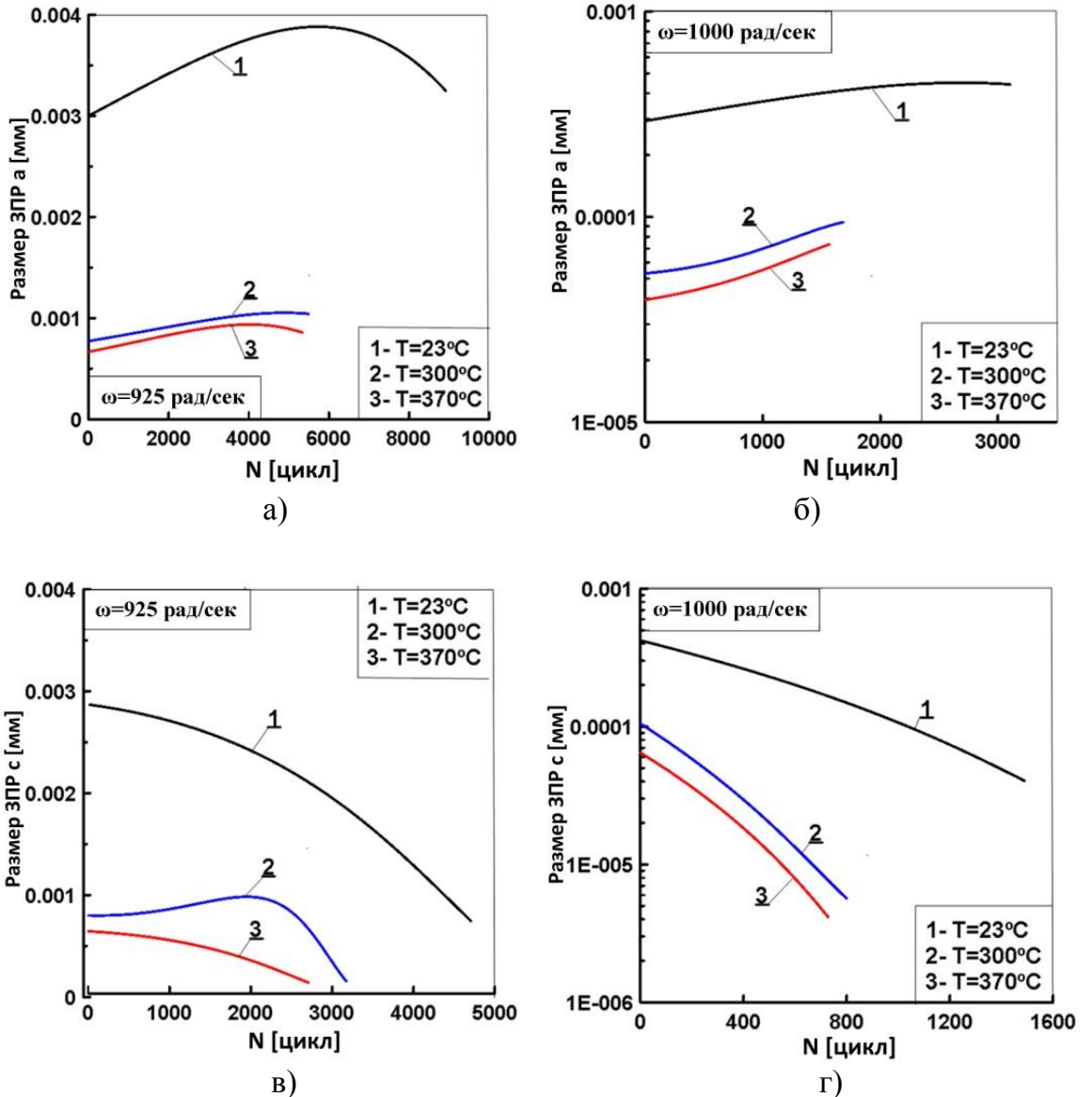
На первом этапе расчета, для начальной длины трещины  $a_0$ , размер ЗПР определялся по уравнению 5.3.2. В результате получали новую длину трещины, как сумма начальной длины и размера ЗПР. Для этой длины трещины  $a_1$  были рассчитаны значения упругих и упругопластических КИН. Затем, используя уравнение 5.3.6, рассчитывалась скорость роста трещины. Путем численного интегрирования уравнения 5.3.6. определялось количество циклов нагружения  $N_1$ . Значения  $a_1$  и  $N_1$  задают точку на кривой усталости. Размер трещины  $a_1$  возвращается в начало цикла как новый начальный размер трещины, и расчет повторяется снова. Аналогичная процедура реализуется для каждой из 90 точек криволинейного фронта трещины.

#### *Поведение размера зоны процесса разрушения*

В процессе малоциклового деформирования в локальной области ЗПР, охватывающей область вершины трещины, происходят взаимосвязанные процессы накопления и роста повреждений [4, 89]. Как правило, размер ЗПР рассматривается как параметр, зависящий от расстояния до вершины трещины, а физический смысл размера ЗПР определяется приращением длины трещины в элементарном акте разрушения при скачкообразном развитии трещины. Согласно уравнениям (5.1.2.) и (5.1.6.), анализ поведения размера ЗПР при циклическом деформировании является одной из важных задач при прогнозировании долговечности элементов конструкций.

На рис. 5.3.2. представлены зависимости размера ЗПР от количества циклов нагружения для двух положений фронта четвертьэллиптической трещины: направление

*a* соответствует росту трещины по свободной поверхности диска компрессора, направление *c* – по внутренней поверхности паза.



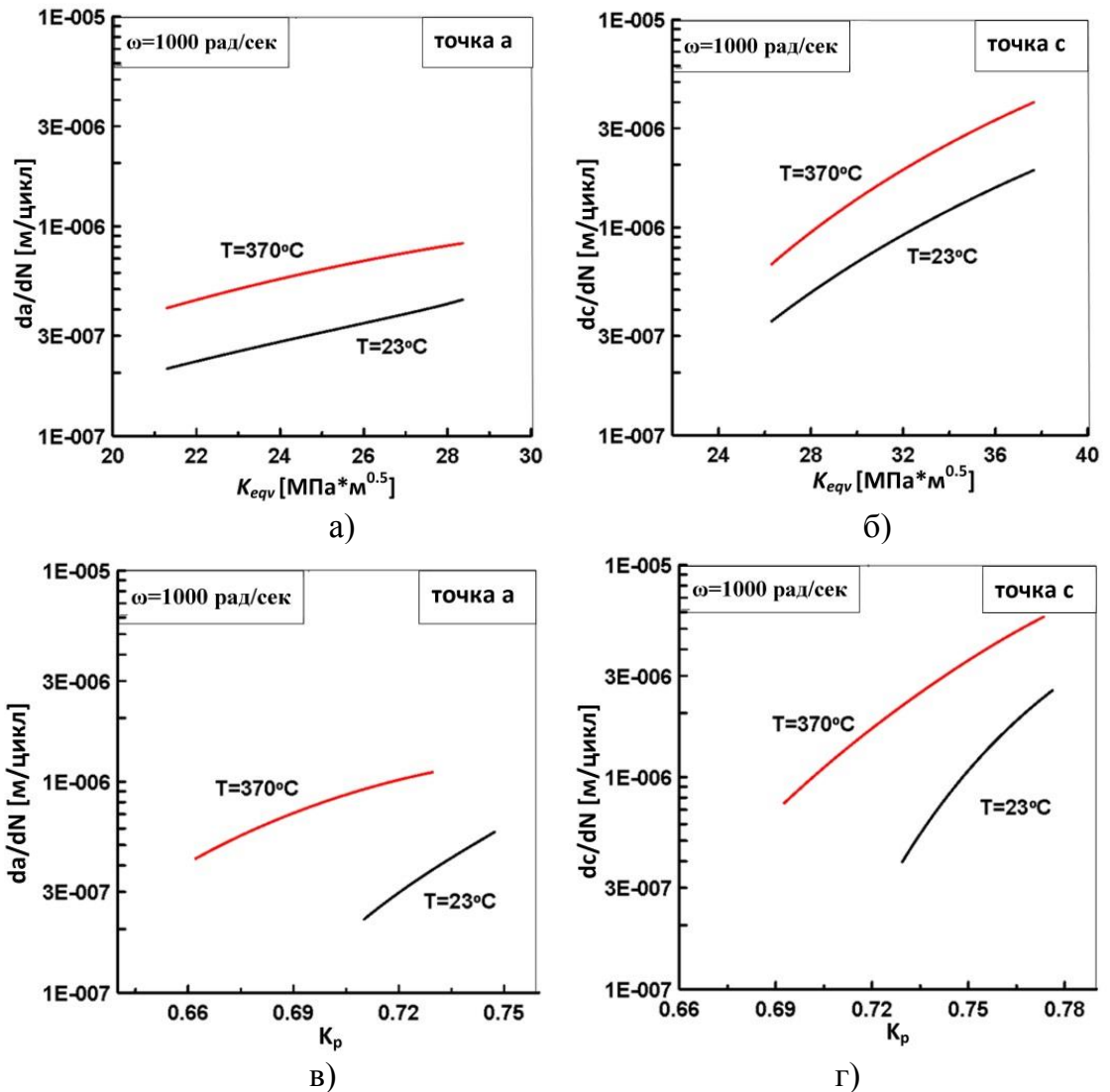
**Рис. 5.3.2.** Сравнение размеров зоны процесса разрушения для свободной поверхности диска компрессора (а, б) и внутренней поверхности паза (в, г)

Очевидно, что накопление и рост повреждений существенно зависит от сочетаний условий нагружения, температуры, положения фронта трещины в диске компрессора. На свободной поверхности диска (рис. 5.3.2а, б) наблюдается увеличение размера ЗПР с увеличением количества циклов нагружения, в то время как на внутренней поверхности паза наблюдается противоположная тенденция. Такое поведение размера ЗПР приводит к изменению соотношения полуосей развивающейся трещины.

*Прогнозирования скорости роста трещин и остаточной долговечности.*

Заключительным этапом работы является прогнозирование скорости роста трещины и долговечности диска компрессора ГТД по модели (5.1.6).

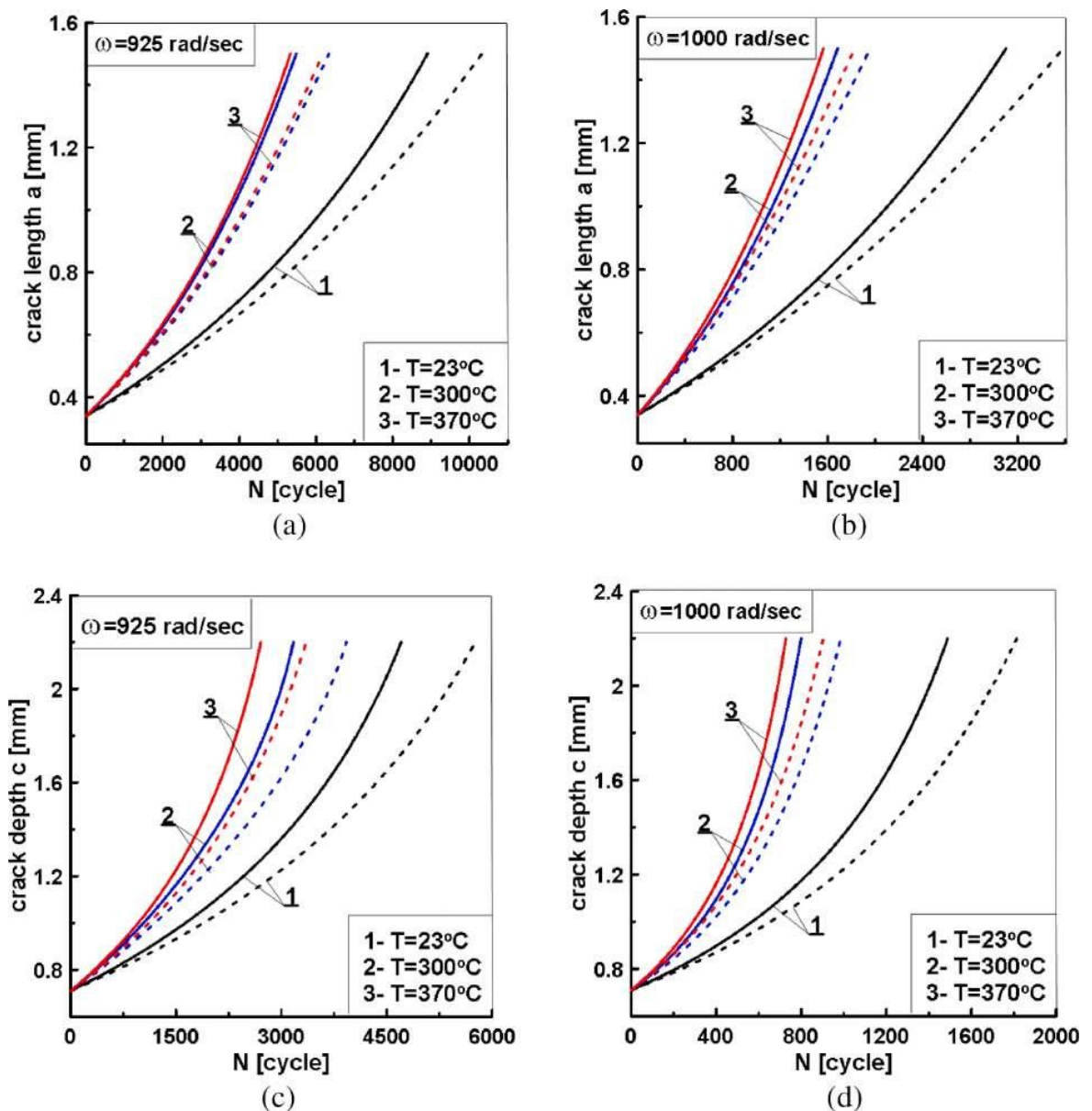
На рис. 5.3.3а, б и 5.3.3в, г представлен прогноз скорости роста трещины в диске компрессора ГТД в зависимости от упругих КИН  $K_{eqv}$  и безразмерных пластических КИН  $K_p$  для двух точек развивающейся трещины (а - на свободной поверхности, с - на внутренней поверхности).



**Рис. 5.3.3** Зависимость скорости роста трещины от упругих (а, б) и пластических (в, г) КИН

Следует отметить, что наблюдается увеличение скорости роста трещины в наиболее глубокой точке проникновения по отношению к скорости роста трещины на свободной поверхности. Как и следовало ожидать, скорость роста трещины при повышенной температуре значительно выше, чем при комнатной.

При одинаковых условиях нагружения диапазон изменения упругого КИН  $K_{eqv}$  один и тот же для обеих рассматриваемых температур (рис. 5.3.3а, б), в то время как диапазон вариации пластического КИН для каждой температуры различен (рис. 5.3.3в, г). Следовательно, в рамках одного диапазона изменения скорости роста трещин в упругой и упругопластической интерпретации развития трещины углы наклона линейных участков и пороговые значения КИН диаграмм усталостного разрушения будут отличаться.



**Рис. 5.3.4.** Прогнозируемая долговечность диска компрессора по направлению свободной (а, б) и внутренней (с, д) поверхности паза. Пунктирными линиями представлено упругое решение, сплошными линиями – пластическое решение

На рис. 5.3.4. представлены ресурсные кривые или зависимости длины трещины от количества циклов нагружения для всех рассматриваемых в работе температур и частоты вращения 925 и 1000 рад/сек. При этом сплошная линия на рис. 5.3.4. относится к прогнозу по модели (5.3.6), а штриховые линии относятся к расчету по упрощенной модели (5.3.6), в которой было исключено второе слагаемое, учитывающее вклад пластических свойств материала. Как следует из представленных данных, упругое решение дает завышенные значения долговечности, по сравнению с расчетом, выполненным с учетом пластических свойств материала. Разница в долговечностях при комнатной температуре достигала 22%, а в случае повышенных температур - 24%.

В связи с этим прогнозирование скорости роста трещины и долговечности элементов конструкций с позиций нелинейного анализа позволяет избежать неоправданных оптимистичных прогнозов, полученных на основе традиционного упругого подхода. Представленные в работе результаты показывают очевидные преимущества использования пластических КИН при определении характеристик материала сопротивления разрушению и прогнозировании остаточной долговечности элементов конструкций ГТД.



## ВЫВОДЫ

В результате выполненной работы разработан расчетно-экспериментальный метод исследования развития поверхностных трещин при отрицательной, нормальной и повышенной температурах в полых цилиндрических и компактных образцах при сложном напряженном состоянии и представлено обоснование интерпретации результатов в терминах нелинейных параметров сопротивления разрушению с приложением к элементам авиационных конструкций. Основные результаты исследования состоят в следующем:

1. Разработана методика экспериментального исследования развития поверхностных трещин при сложном напряженном состоянии в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$  и реализована в процессе испытаний образцов из алюминиевых сплавов Д16ЧАТ и В95АТ1 и титанового сплава ВТЗ-1.

2. Введен пластический коэффициент интенсивности напряжений для условий смешанных форм малоциклового деформирования с учетом девиации поверхностной трещины и обосновано его применение в задачах оценки остаточной долговечности элементов конструкций.

3. На основе развернутого численного параметрического исследования получены и описаны аппроксимационными функциями распределения упругих и пластических параметров напряженно-деформированного состояния по фронту трещины для различных сочетаний вида нагружения, температуры, исходной ориентации поверхностного дефекта и свойств алюминиевых сплавов.

4. Проведены экспериментальные исследования влияния вида нагружения и температуры на характеристики трещиностойкости и получены обобщенные диаграммы циклического разрушения в терминах пластического коэффициента интенсивности напряжений для поверхностных дефектов в полых образцах из исследованных алюминиевых сплавов.

5. Представлено описание в форме нового параметра сопротивления разрушению закономерностей и особенностей развития поверхностных трещин в алюминиевых сплавах Д16ЧАТ и В95АТ1 при сложном напряженном состоянии в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ .

6. Разработан и реализован на примере замкового соединения типа "ласточкин хвост" в диске компрессора авиационного ГТД алгоритм оценки остаточной

долговечности с использованием предложенного нелинейного параметра сопротивления разрушению.

## **ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

### **Итоги выполненного исследования и рекомендации**

Предложена и реализована новая методика исследования скорости развития поверхностных дефектов в материалах и элементах конструкций при сложном напряженном состоянии при отрицательной, нормальной и повышенной температурах на основе нелинейного параметра сопротивления деформированию и разрушению.

Найденные в результате численных расчетов и описанные аппроксимационными функциями распределения упругих и пластических параметров напряженно-деформированного состояния по фронту трещины для различных сочетаний вида нагружения, температуры, исходной ориентации поверхностного дефекта и свойств алюминиевых сплавов имеют обобщенный справочный характер, пригодный для широкого использования.

В результате комплексного расчетно-экспериментального исследования установлены закономерности и особенности развития поверхностных трещин при сложном напряженном состоянии в полых цилиндрических и компактных образцах в диапазоне температур от  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+250^{\circ}\text{C}$ .

Практическое приложение разработанных методов и экспериментальных результатов в диссертационной работе осуществлено в рамках примера расчета остаточной долговечности на стадии роста трещины в диске компрессора ГТД.

### **Перспективы дальнейшей разработки темы**

Полученные в рамках исследования характеристики циклической трещиностойкости для различных видов сложного напряженного состояния с учетом влияния температуры испытаний при различных условиях нагружения, обеспечат возможность построения новых критериальных уравнений и моделей, и их практическое приложение в оценке несущей способности на стадии развития дефектов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аллюминиевые сплавы при низких температурах. (Перевод с англ. языка) // Металлургия. - М. - 1967.
2. Андрейкив А. Е. Разрушение квазихрупких тел с трещинами при сложном напряженном состоянии // Киев: Наук. Думка. - 1979. - С.141.
3. Баренблатт Г. И., Черепанов Г. П. О хрупких трещинах продольного сдвига // Прикл. мех. и матем. - 1961.
4. Бойченко Н. В., Иштыряков И. С. Параметрическое исследование напряженно-деформированного состояния диска компрессора с учетом накопления повреждений // Труды Академэнерго. – 2019. - №1. - С. 46-62.
5. Болотин В. В. Объединенные модели в механике разрушения // Изв. АН СССР. Мех. тверд. тела.- 1984.- №3. - С. 127-137.
6. Болотин В. В. Энергетический подход к описанию роста усталостных трещин при неоднородном напряженном состоянии // Прикл. мех. техн. физика. - 1985.- №2. - С. 136-143.
7. Боткин А. И. – Изв. ВНИИ гидротехники. – 1940. – С. 26.
8. Бочвар А. А. Основы термической обработки сплавов // Учеб. пособие для ВТУЗов. - 5-е испр. и доп. изд. - М.-Л.: Metallurgizdat. - 1940. - 298 с.
9. Брок Д. Основы механики разрушения // М.: Высшая школа. - 1980.
10. Вавилов М. В., Великанова Н. П. Изменение циклической долговечности дисков турбин авиационных ГТД в зависимости от эксплуатационных факторов // Изв. вузов. Авиационная техника. - 2011. - № 2. - С. 66–68.
11. Вайншток В. А. Сравнение двух численных методов расчета коэффициентов интенсивности напряжений // Пробл. прочн. - 1977. - №9. - С. 80-83.
12. Вычислительные методы в механике разрушения // Под ред. С. Атлури. - М.: Мир. - 1990. –С. 392.
13. Голованов А. И., Бережной Д. В. Метод конечных элементов в механике деформируемых твердых тел // Казань: Изд-во ДАС. - 2001. - С. 301.
14. Губкин С. И. Теория течения металлического вещества // М.—Л.: ОНТИ. - 1935.
15. Давиденков Н. Н., Лихачев В. А. Необратимое формоизменение металлов при циклическом тепловом воздействии // М.Л.: Машгиз. – 1962. – С. 222.
16. Демидов С. П. Теория упругости // М.: Учебник для вузов.- 1979. - С. 432.

17. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике // М.: Мир. - 1975. – С. 541.
18. Ильюшин А. А. Пластичность // М.: ОГИЗ. - 1948.
19. Иштыряков И. С., Яруллин Р. Р. Влияние ориентации дефекта на характеристики разрушения в полом цилиндре при комбинированном нагружении // Труды Академэнерго. – 2018. - №1. - С. 105-118.
20. Кишкин С. Т. Создание, исследование и применение жаропрочных сплавов // Избранные труды. - Памятники отечественной науки. - XX век. - 2006.
21. Красовский А. Я., Плювинаж Г. Параметры структуры, контролирующие трещиностойкость конструкционных материалов // Проблемы прочности. -1994. - №1. - С. 18-30.
22. Красовский А. Я. Хрупкость металлов при низких температурах // Киев: Наукова думка. - 1980. - С. 337.
23. Лавит И. М. Об асимптотике полей напряжений и деформаций в окрестности кончика трещины // Механика твердого тела. - №3. – 2009.
24. Ломакин Е. В. Зависимость предельного состояния композитных и полимерных материалов от вида напряженного состояния // Механика композитных материалов. - 1988. - №1. - С. 3-9.
25. Ломакин Е. В., Мельников А. М. Задачи плоского напряженного состояния тел с вырезами, пластические свойства которых зависят от вида напряженного состояния // Изв. РАН. Механика твердого тела. - 2011. - №1. С. 77-89.
26. Ломакин Е. В., Работнов Ю. Н. Соотношения теории упругости для изотропного разномодульного тела // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. - 1978. - № 6. - С. 29.
27. Лурье А. И. Теория упругости // М.: Наука. - 1970.
28. Макклиток Ф. Деформация и разрушение материалов // М.: Мир. - 1970. - С. 443.
29. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести // М.: Машиностроение. - 1968.
30. Маркович Р. Алюминиевые сплавы при низких температурах // М.: Metallургия. - 1967.
31. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность // М.: Машиностроение. - 1981. - С.271.

32. Махутов Н. А., Долгоруков В. А., Шляников В. Н. Особенности решения задач нелинейной механики трещин при двухосном нагружении произвольного направления // Доклады АН СССР. - 1990. - Т.315. - №5. - С. 1073-1076.
33. Мухин В. С., Щипачев А. М. Метод расчета усталостной долговечности металлов при высокотемпературной эксплуатации // Изв.вузов. Авиационная техника. - 2001. - № 3. - С. 7-9.
34. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении // РД 50-345-82. – М.: Издательство стандартов. - 1983. – С. 96.
35. Морозов Н. Ф. Математические вопросы теории трещин // М.: Наука. - 1984.
36. Морозов Е. М., Никишков Г. П. Метод конечных элементов в механике разрушения // М.: Наука. - 1980.
37. Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости // М.: Наука. - 1966.
38. Никишков Г. П. Расчет энергетического интеграла методом эквивалентного объемного интегрирования // В кн.: Вычислительные методы в механике разрушения. - М.: Мир. – 1990. - С. 365-382.
39. Новацкий В. Теория упругости // М.: Мир. - 1975.
40. Новожилов В. В. О необходимом и достаточном критерии хрупкой прочности // Прикл. математика и механика. – 1969. - №2. - С. 212-222.
41. Нотт Дж.Ф. Основы механики разрушения // М.: Metallurgiya. - 1978. - С. 256.
42. Оборин В., Банников М., Наймарк О., Palin-Luc Т. Масштабная инвариантность роста усталостной трещины при гигацикловом режиме нагружения // Письма в ЖТФ. – 2010. – Т. 36. - Вып. 22. - С. 76-82.
43. Одинг И. А., Иванова В. С., Бурдукский В. В., Геминев В. Н. Теория ползучести и длительной прочности металлов // М.: Metallurgizdat. - 1959. – С. 488.
44. Панасюк В. В., Зборомирский А. И., Иваницкая Г. С., Ярема С. Я. Применимость  $\sigma_Q$ -критерия для прогноза криволинейной траектории трещины // Проблемы прочности. - 1986. - №9. - С. 3-7.
45. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии // Киев: Наукова думка. – 1976. – С. 368.

46. Покровский В. В., Ткач Ю.В., Иванченко А.Г. Методика оценки остаточной долговечности элементов конструкций с поверхностными трещиноподобными дефектами // Проблемы прочности. - 1996. - №1. - С. 36-47.
47. Потапова Л. Б., Ярцев В. П. Механика материалов при сложном напряженном состоянии. Как прогнозируют предельные напряжения? // М.: Издательство Машиностроение – 1. - 2005. – С. 244.
48. Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела // М.: 1988.
49. Разрушение. В 7-ми т. // Под ред. Г. Либовица. - М.: Мир. Машиностроение. - 1973-1976. – С. 3216.
50. Ровинский Б. М. Влияние термомеханической обработки на релаксационную стойкость сталей и сплавов // Известия ОТН АН СССР. – 1954. – №2. – С. 67.
51. Семёнов А. С., Семёнов С. Г., Назаренко А. А., Гецов Л. Б. Методы расчетного определения скорости роста трещин усталости, ползучести и термоусталости в поли- и монокристаллических лопатках ГТУ // Проблемы прочности 2015. - №2. - С. 61-87.
52. Сиратори М., Миеси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения // М.: Мир. - 1986. – С. 334.
53. Степанов Н. В., Шлянников В. Н., Судницин Ф. С., Заховайко А. А., Шукаев С. Н. Разработка методов прогнозирования и исследования долговечности элементов ГТД с учетом конструктивно-технологических факторов изготовления и эксплуатации // Запорожье. - 1985. – С. 47.
54. Стрижало В. А. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур // Киев: Наук. Думка. - 1978.- С. 238.
55. Стрижиус В. Е. Методы расчета на усталость элементов авиационных конструкций при многоосном нагружении // Научный вестник МГТУ ГА. – 2003. - №187. - С. 65-73.
56. Умаров Д. И. Автореф. канд. дис. // М.: МВТУ - 1969.
57. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения // М.: Наука. - 1974.
58. Шанявский А. А. Безопасное усталостное разрушение элементов авиаконструкций. Синергетика в инженерных приложениях // Уфа: Монография. - 2003. – С. 803.

59. Шанявский А. А. Моделирование усталостных разрушений металлов. синергетика в авиации // Уфа: Монография. - 2007. – С. 500.
60. Шлянников В. Н., Ильченко Б. В. Введение в метод конечных элементов // Казань: Изд-во КГЭУ. - 2004.
61. Шлянников В. Н. Вычислительная механика деформирования и разрушения // Казань: Изд-во КГЭУ. – 2001.
62. Шлянников В. Н., Яруллин Р. Р., Иштыряков И. С. Влияние температуры на скорость развития поверхностных трещин в алюминиевом сплаве Д16Т // Труды Академэнерго. – 2016. - №4. - С. 85 – 97.
63. Шлянников В. Н., Захаров А. П., Туманов А. В. Нелинейные параметры сопротивления разрушению для элементов авиационных конструкций при двухосном нагружении // Изв. вузов. Авиационная техника. - 2018. - № 3. - С. 22–27.
64. Шлянников В. Н., Яруллин Р. Р., Иштыряков И. С. Оценка долговечности диска компрессора на основе пластического коэффициента интенсивности напряжений // Авиационная техника. – 2020. - №1. - С.15-24.
65. Шлянников В. Н., Иштыряков И. С. Параметры функций вида напряженного состояния для алюминиевого сплава Д16Т // Труды Академэнерго. – 2014. - №4. - С. 71-82.
66. Шлянников В. Н., Захаров А. П., Иштыряков И. С. Пластический коэффициент интенсивности напряжений в задачах механики разрушения // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. – Механика. – 2019. - №2. - С. 18-26.
67. Шлянников В. Н. Плотность энергии деформации и зона процесса разрушения. Сообщение 1, 2. Теоретические предпосылки // Проблемы прочности. – 1995. - 11/12. - С. 3-17 / С. 3-21.
68. Шлянников В. Н., Яруллин Р. Р., Иштыряков И. С. Развитие поверхностных трещин в полых цилиндрических образцах при комбинированном циклическом нагружении // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2016. - № 8. - Т.82. - С. 47-54.
69. Шлянников В. Н. Смешанные моды развития трещин при сложном напряженном состоянии обзор // Заводск. лаборатория. - 1990.- Т. 56. - С. 77-90.

70. Шлянников В. Н. Упругопластический вариант МКЭ с учетом сингулярности для смешанных форм развития трещин // Изв. вузов СССР. Авиационная техника. – 1987. - №1. - С. 82-89.
71. Шлянников В. Н., Туманов А. В. Фильтрация перемещений в задачах смешанных форм разрушения // Труды Академэнерго. – 2013. - №2. – С. 91 – 102.
72. Шлянников В. Н., Иштыряков И. С., Яруллин Р. Р. Характеристики деформирования сплава Д16 при совместном нагружении растяжением, сжатием, кручением и внутренним давлением // Труды Академэнерго. – 2014. - №3. - С. 78-90.
73. Шлянников В. Н., Иштыряков И. С., Яруллин Р. Р. Эффекты перераспределения напряжений в полом цилиндре при внутреннем давлении // Труды Академэнерго. – 2016. - №1 - С. 117-127.
74. Эрдоган Ф. О, Си Дж. О развитии трещин в пластинах под действием продольной и поперечной нагрузок // Техническая механика. – 1963. - № 4. – С. 49 – 59.
75. Яруллин Р. Р., Иштыряков И. С. Анализ напряжено-деформированного состояния полого цилиндрического образца из сплава Д16Т при сложном напряженном состоянии // Труды Академэнерго. – 2014. - №4. - С.84-97.
76. Яруллин Р. Р., Иштыряков И. С. Разработка и численное обоснование имитационной модели замкового соединения диска компрессора ГТД // Труды Академэнерго. – 2018. - №4. - с. 89-99.
77. Abelkis, P. R., Harmon, M. B., Hayman, E. L., MacKay, T. L., Orlando, J., Low Temperature and loading frequency effects on crack growth and fracture toughness of 2024 and 7475 Aluminum // ASTM STP 857. – 1985 – P. 257-273.
78. Antolovich S. D., Sakena A., Chanani C. R. A model for fatigue crack propagation // Eng. Fract. Mech. - 1975. – V. 7. - P. 649-652.
79. ANSYS Mechanical APDL Theory Reference Release 14.5 // ANSYS, Inc. Southpointe. 275 Technology Drive. CanonBurg. PA 2012.
80. ANSYS Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications // Release 12.0. CanonBurg: ANSYS, Inc. Southpointe, 2009. P. 1190.
81. ASTM Standard E647. Standard test method for constant-load-amplitude fatigue crack growth rates above  $10^{-8}$  m/cycle // Annual Book of ASTM standards. - Philadelphia: Amer. Soc. Test. Mater. – 1983 - V. 03.01. – P. 739-759.



82. Ayatollahi M. R., Smith D. J., Pavier M. J. Crack-tip constraint in mode II deformation // *Int. J. Fract.* - 2001. – V. 113. – P. 153-173.
83. Ayatollahi M. R., Smith D. J., Pavier M. J. Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading // *Int. J. Fract.* - 1998. –V. 91. - P. 283-298.
84. Bannikov M. V., Oborin V. A., Bilalov D. A., and Naimark O. B. A kinetic equation for fatigue crack initiation and growth in the very high cycle range based on fractography and nonlinear dynamics // *AIP Conference Proceedings* 2315(1), 040005 (2020).
85. Bäümel A., Seeger T., *Chr Boller Materials Data for Cyclic Loading (Supplement 1)* // Amsterdam: Elsevier Science Publishers. - 1990. - 1086 p.
86. Bell R., Pagotto I. A, Kirkhope J. Evaluation of Stress Intensity Factors for Corner Cracked Turbine Discs under Arbitrary Loading Using Finite Element Methods // *Eng. Fract. Mech.* - 1989. - V. 32. - P. 65–79.
87. Betegon C., Hancock J. W. Two-parameter characterization of elastic-plastic crack-tip fields // *J. Appl. Mech.* - 1991. – V. 58. - P. 104-110.
88. Bnaszkiewicz M. Multilevel Approach to Lifetime Assessment of Steam Turbines // *Int. J. Fatigue.* - 2015. - V. 73. - P. 39–47.
89. Boychenko N. V., Ishtyryakov I. S. Characterization of the stress-strain state in a gas turbine engine compressor disc taking into account damage accumulation // *Frattura ed Integrità Strutturale.* - V.50. - 2019. - P. 54-67
90. Brown M. W., Miller K. J. Two decades of progress in the assessment of multiaxial low – cycle fatigue life // *ASTM STP 770.* – 1982. - P. 482 – 499.
91. Carey L. W. The effect of low temperatures on the fatigue of high-strength structural grade steels // *Procedia Materials Science* 3. – 2014. – P. 209–214.
92. Carpinteri A., Brighenti R. Part-through cracks in round bars under cyclic combined axial and bending loading // *Int. J. Fatigue.*- V. 18. – 1996. – P. 33-39.
93. Citarella R., Lepore M., Shlyannikov V., Yarullin R. Fatigue surface crack growth in cylindrical specimen under combined loading // *Eng. Fract. Mech.*- V. 131. – 2014. – P. 439-453.
94. Citarella R., Sepe R., Giannella V., Ishtyryakov I. Multiaxial fatigue crack propagation of an edge crack in a cylindrical specimen undergoing combined tension-torsion loading // *Procedia Structural Integrity.* – 2016. V. 2. - P. 2706-2717.

95. Coffin L. E. A study of the effects of cyclic thermal stress on a ductile metal // *Trans. ASME.* – 1959. – V. 215. - №10. – P. 273-291.
96. Cox, J. M., Pettit, D. E., Langenbeck, S. L. The Effect of Temperature on the Fatigue and Fracture Properties of 7475-T761 Aluminum // *ASTM STP 857.* – 1985. - P. 241-256.
97. Dang Van, K., Cailletaud G., Flavenot J. F., Le Douaron A., Lieurade H. P. Criterion for High Cycle Fatigue Failure Under Multiaxial Loading Biaxial and Multiaxial Fatigue // *Mech. Eng. Publications.* - 1989.- P.459-478.
98. Dang Van K., Griveau B., Message O. On a new multiaxial fatigue limit criterion: Theory and Application, Biaxial and Multiaxial Fatigue // *Mech. Eng. Publications.* - 1989. – P. 479-496.
99. Dr N. W. M. Bishop, Sherratt F. Finite element based fatigue calculations // Published by NAFEMS Ltd. - Whitworth Building. - Scottish Enterprise Technology Park. - East Kilbride. Glasgow. - G75 0QD. - October 2000.
100. Eftis J. Biaxial load effects on the crack border elastic strain energy and strain energy rate // *Eng. Fract. Mech.* - 1977. – V. 9. - P. 753-764.
101. Eftis J., Subramonian N., Liebowitz H. Crack border stress and displacement equations revisited // *Eng. Fract. Mech.* - 1977. – V. 9. - P. 189-210.
102. Eftis J., Subramonian N. The inclined crack under biaxial load // *Eng. Fract. Mech.* - 1978. – V. 10. - P. 43-67.
103. Ellyin F. Crack growth rate under cyclic loading and effect of different singularity fields // *Eng. Fract. Mech.* 25. – 1986. – P. 463–473.
104. Ellyin F., Golos K. Multiaxial Fatigue Damage Criterion // *Journal of Engineering Materials and Technology.* - 1988. - V. 110. - P. 63–68.
105. Goldstrein R. V., Salganik R. L. Brittle fracture of solids with arbitrary cracks // *Int. Journ. Fract.* - 1974. – V. 10. - P. 507-523.
106. Golos K., F. Ellyin A total strain energy density theory for cumulative fatigue damage // *J. Eng. Mater. Tech.* V. 110. – 1988. – P. 36–41.
107. Guo W. L. Elasto-plastic three dimensional crack border field-I / *Eng. Fract. Mech.* - 1993. - V. 46. - P. 93 – 104.
108. He M. Y., Hutchinson J. W. Surface crack subject to mixed mode loading // *Eng. Fract. Mech.* - 2000. - V.65. - P. 1-14.

109. Hebel J., Hohe J., Friedmann V., Siegele D. Experimental and numerical analysis of in-plane and out-of-plane crack tip constraint characterization by secondary fracture parameters // *Int. J. Fract.* - 2007. - V. 146. - P. 173 – 188.
110. Hellen T. K., Blackburn W. S. Non-linear fracture mechanics and finite elements // *Eng. Comput.* - 1987. – V. 4. - P. 2-14.
111. Hellen T. K., Blackburn W. S. The calculation of stress intensity factors for combined tensile and shear loading // *Int. Journ. Fract.* - 1975. – V. 11. - P. 605-617.
112. Hilton P. D., Sih G. C. Applications of the finite element method to the calculations of stress intensity factors // *Mech. of Fracture. Methods of Analysis and Solution of Crack Problems.* - 1973. – V. 1. - P. 426-483.
113. Hilton P. D. Plastic intensity factors for cracked plates subjected to biaxial loading // *Int. Journ. Fract.* - 1973. – V. 9. - P. 149-156.
114. Hilton P. D., Hutchinson J. W. Plastic intensity factors for cracked plates // *Eng. Fract. Mech.* - 1971. – V. 3. - P. 435-451.
115. Hutchinson J. W. Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics // *Journ. Appl. Mech.* - 1983. – V. 50. - P. 1042-1051.
116. Hutchinson J. W. Plastic stress and strain fields at a crack tip // *Journ. Mech. Phys. Solids.* - 1968. – V. 16. - P. 337-347.
117. Hutchinson J. W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material // *Journ. Mech. Phys. Solids.* - 1968. – V. 16. – P. 13-31.
118. Hou J., Wescott R., Atta M. Prediction of Fatigue Crack Propagation Lives of Turbine Discs with Forging-Induced Initial Cracks // *Eng. Fract. Mech.* - 2014. - V. 131. - P. 406–418.
119. Irwin G. R. Plastic zone near a crack and fracture toughness // *Proth 7th Sagamore Ordinance Materials Research Conf.* - 1960. - P. 28-35.
120. James, T. B., Vipul, K. G., Sean, R. A., Richard, P. G. Effect of low temperature on fatigue crack formation and microstructure-scale propagation in legacy and modern Al-Zn-Cu alloys // *Int. J. Fatigue.* - V. 55. – 2013. – P. 268-275.
121. Kamel, M., Jones, J. W. Effects of temperature and frequency on fatigue crack growth in 18% Cr ferritic stainless steel // *Int. J. Fatigue.* V. 15. - № 3. – 1993. – P. 163-171.
122. Kardomateas G. A. Displacement fields for mixed mode elastic-plastic cracks // *Eng. Fract. Mech.* - 1986. – V. 25. - P. 135-139.

123. Kujawski D., Ellyin F. A Fatigue Crack Growth Model with Load Ratio // Eng. Fract. Mech. - 1987. - V. 28. - P. 367–378.
124. Larsson S. G., Carlsson A. J. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials // J. Mech. Phys. Solids – 1973. - V. 21. – P. 263-272.
125. Liebowitz H., Moyer E. T. Finite element methods in fracture mechanics // Computer & Structures. - 1989. – V. 31. - P. 1-9.
126. Li J. Estimation of the mixity parameter of a plane strain elastic-plastic crack by using the associated J-integral // Eng. Fract. Mech. – 1998. - V.61. – P. 355-368.
127. Li J., Xiao-Bing Zhang, Recho N. J-Mp based criteria for bifurcation assessment of a crack in elastic-plastic materials under mixed mode I-II loading // Eng. Fract. Mech. – 2004. - V. 71. – P. 329-343.
128. Lin G., Cornec A., Schwalbe K. H. Two-parameter characterization of crack front fields in thin ductile center – cracked geometries // In Schwalbe KH. Berger C (eds.) Proc 10-th Biennial European Conference on Fracture. Berlin. – 1994. - P. 349-355.
129. Manson S. S. Behavior of materials under conditions of thermal stress // Naca TN. – 2933. - 1953. – P. 307.
130. Matvienko Yu. G. The Effect of the Non-singular T-stress components on crack tip plastic zone under mode I loading // Procedia Materials Science. - 2014. V.3. - P.141 – 146.
131. MSC. Fatigue User's Guide.
132. Neuber H. Uber die Berucksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen // Konstruktion. – 1968. – V.20. - P. 245-251.
133. Neville D. J. On the distance criterion for failure at the tips of cracks, minimum fracture toughness, and nondimensional toughness parameters // Journ. Mech. Phys.Solids. - 1988. - V. 36. - P. 443-457.
134. Newman Jr. J. C., Raju I. S. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack // Eng. Fract. Mech. - 1981. - V. 15. - P. 85-92.
135. Nikishkov G. P. An algorithm and f computer program for the three-term asymptotic expansion of elastic-plastic crack tip stress and displacement fields // Eng. Fract. Mech. - 1995. – V. 50. - P. 65-83.

136. Nikishkov G. P., Brückner-Foit A., Munz D. Calculation of the second fracture parameter for finite cracked bodies using a three-term elastic-plastic asymptotic expansion // *Eng. Fract. Mech.* - 1995. – V. 52. - P. 685-701.
137. Noda N-A, Miyoshi S. Variation of stress intensity factor and crack opening displacement of semi-elliptical surface crack // *Int. J. Fracture* - 1996.- V. 75. - P. 19-48.
138. Oborin Vladimir, Bannikov Mikhail, Naimark Oleg, Thierry Palin-Luc Scaling invariance of fatigue crack growth in gigacycle regime // *Technical Physics Letters.* – 2010. - V. 36. P. 1061-1063.
139. O’Dowd N. P. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter. I. Structure of fields // *J. Mech. Phys. Solids* -1991. - V. 39. - P. 989-1015.
140. Orowan E. Brittle fracture of notched specimens // *Repts Progr. Phys.* – 1948. – V. 12. - № 11. – P. 185-199.
141. Paris P. C. The Fracture Mechanics Approach to Fatigue // *Proceedings of the Tenth Sagamore Army Materials Research Conference, Syracuse University Press.* - 1964. - P. 107–132.
142. Pettit D. E., Van Orden J. M. Evaluation of Temperature Effects on Crack Growth in Aluminum Sheet Material // *Fracture Mechanics.* - ASTM STP 677. – 1979. – P. 106-124.
143. Raju I. S., Newman Jr. J.C. Stress-intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates // *Eng. Fract. Mech.* - 1979. – V. 11. - P. 817-829.
144. Rice J. R. A path Independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks // *J. Appl. Mech.* – 1968. – V. 35(2). – P. 379-386.
145. Rice J.R. Limitations to the small yielding approximation for crack tip plasticity // *Journ. Mech Phys. Solid.* - 1974. –V. 22. - P. 17-26.
146. Rice J. R., Rosengren G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material // *Journ. Mech. Phys. Solids.* - 1968. – V. 16. - P. 1-12.
147. Ritchie R. O, Knott J. F, Rice J. R. On the Relationship between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel // *Journ. Mech. Phys. Solids.* - 1973. - V. 21. - P. 395–410.
148. Sih G. C. *Mechanics of fracture 7* // Leyden. - 1973.
149. Sih G. S. Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems // *Int. Journ. Fract.* - 1974. – V. 10. - P. 305-321.
150. Sih G. C., Liebowitz H. *Fracture* // Academic Press. - New York.- V.2. - P. 67.

151. Shanyavsky A. A., Stepanov N. V. Fractographic analysis of fatigue crack growth in engine compressor disks of Ti-6Al-3Mo-2Cr titanium alloy // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 1995. – V. 18. – № 5. – P. 539–550.
152. Shanyavskiy A. A., Soldatenkov A. P., Nikitin A. D. Effect of Wave Process of Plastic deformation at forging on the fatigue fracture mechanism of titanium compressor disks of gas turbine engine // *Materials.* - 2021 - V. 14. - P. 1-20.
153. Shanyavskiy Andrey, Soldatenkov Aleksey, Tousehntsov Alexandr Foundation of damage tolerance principles in-service for the RRJ-95 aircraft structural components // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 2021. - P. 1-18.
154. Shih C. F. Small-scale yielding analysis of mixed plane strain crack problem // *Fracture Analysis. ASTM STP 560.* - 1974. - P. 187-210.
155. Shlyannikov V. N., Tumanov A. V., Boychenko N. V. A creep stress intensity factor approach to creep–fatigue crack growth // *Eng. Fract. Mech.* – 2015. - V. 142. - P. 201-219.
156. Shlyannikov V. N., Ilchenko B. V., Boychenko N. V. Biaxial loading effect on higher-order crack tip parameters // *Journal of ASTM International.* – 2009. - V. 5. - № 8. – P. 1 – 25.
157. Shlyannikov V. N., Tumanov A. V. Characterization of crack tip stress fields in test specimens using mode mixity parameters // *Int. J. Fract.* – 2014. - V. 185. – P. 49-76.
158. Shlyannikov V., Ishtyryakov I., Tumanov A. Characterization of the nonlinear fracture resistance parameters for an aviation GTE turbine disc // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 2020. V. 43. - P. 1686-1702.
159. Shlyannikov V., Ishtyryakov I. Crack growth rate and lifetime prediction for aviation gas turbine engine compressor disk based on nonlinear fracture mechanics parameters // *Theoret. Appl. Fract. Mech.* – 2019. - V. 103.
160. Shlyannikov V. N., Yarullin R. R., Ishtyryakov I. S. Effect of different environmental conditions on surface crack growth in aluminum alloys // *Frattura ed Integrità Strutturale.* – 2017. - V. 41. - P. 31-39.
161. Shlyannikov V. N., Yarullin R. R., Ishtyryakov I. S. Effect of temperature on the growth of fatigue surface cracks in aluminum alloys // *Theoret. Appl. Fract. Mech.* – 2018. – V. 96. - P. 758-767.
162. Shlyannikov V. N., Boychenko N. V., Fernandez-Canteli A., Muniz-Calvente M. Elastic and plastic parts of strain energy density in critical distance determination // *Eng. Fract. Mech.* 2015. – V. 147. – P. 100–118.

163. Shlyannikov V. N. Elastic-plastic mixed mode fracture criteria and parameters // Springer. - 2003. – P. 248.
164. Shlyannikov V., Yarullin R., Ishtyriakov I. Failure analysis of an aircraft GTE compressor disk on the base of imitation modeling principles // Procedia structural Integrity. – 2019. - V. 18. - P. 322-329.
165. Shlyannikov V., A. Zakharov Generalization of mixed mode crack behaviour by the plastic stress intensity factor // Theoret. Appl. Fract. Mech. – 2017. – V. 91. – P. 52–65.
166. Shlyannikov V., Ishtiryakov I., Yarullin R. Life-time prediction for aviation GTE compressor disk based on mixed-mode and multi-axial fracture resistance parameters // MATEC Web of Conferences. - 2019. - V. 300. – P. 1-8.
167. Shlyannikov V. N. Modelling of crack growth by fracture damage zone // Theoret. Appl. Fract. – 1996. – V. 25. – P. 187–210.
168. Shlyannikov V. N., Zakharov A. P. Multiaxial crack growth rate under variable T-stress // Eng. Fract. Mech. – 2014. – V. 123. – P. 86–99.
169. Shlyannikov V., Yarullin R., Ishtyryakov I. Surface crack growth in cylindrical hollow specimen subject to tension and torsion // Frattura ed Integrita Strutturale. – 2015. – V. 33. - P. 335-344.
170. Shlyannikov V. N. Tumanov A. V., Boychenko N. V. Surface crack growth rate under tension and bending in aluminum alloys and steel // Procedia Engineering. – 2016. - V. 160. - P. 5–12.
171. Shlyannikov V. N., Tumanov A. V., Zakharov A. P., Gerasimenko A. A. Surface flaw behavior under tension, bending and biaxial cyclic loading // Int. J. Fatigue. – 2016. – V. 92 (2). – P. 557–576.
172. Shlyannikov V. N, Zakharov A. P, Yarullin R. R. Structural Integrity Assessment of Turbine Disk on a Plastic Stress Intensity Factor Basis // Int. J. Fatigue. - 2016. - V. 92. - P. 234–245.
173. Shlyannikov V. N., Tumanov A. V., Zakharov A. P. The mixed mode crack growth rate in cruciform specimens subject to biaxial loading // Theoret. Appl. Fract. Mech. – 2014. – V. 73. – P. 68-81.
174. Shlyannikov V. N., Tumanov A. V., Boychenko N. V., Fernandez- Canteli A. The elastic and plastic constraint parameters for three-dimensional problems // Eng. Fract. Mech. - 2014. - V. 127. - P. 86 – 93.

175. Smith D. J., Ayatollahi M. R., Pavier M. J. The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading // *Fatigue Fract. Eng. Mater Struct.* - 2001. - V. 24. - P. 137-150.
176. Susmel L. The Theory of Critical Distances: A Review of Its Applications in Fatigue // *Eng. Fract. Mech.* - 2008. - V. 75. - P. 1706–1724.
177. Susmel L, Taylor D. A Critical Distance / Plane Method to Estimate Finite Life of Notched Components under Variable Amplitude Uniaxial / Multiaxial Fatigue Loading // *Int. J. Fatigue.* - 2012. - V. 38. - P. 7–24.
178. Taylor D. The Theory of Critical Distances // *Eng. Fract. Mech.* - 2008. - V. 75. - P. 1696–1705.
179. Tvergaard V., Hutchinson J. W. The Relation between Crack Growth Resistance and Fracture Process Parameters in Elastic-Plastic Solids // *Journ. Mech. Phys. Solids.* - 1992. - V. 40. - P. 1377–1397.
180. Vladimirov V. I. A physical nature of metals fracture // *Metallurgiya Press.* – 1984.
181. Williams M. L. On the stress distribution at the base of a stationary crack // *J. Appl. Mech.* - 1957. –V. 24. – P. 109-114.
182. X. Wang. Fully plastic J-integral solutions for surface cracked plates under biaxial loading // *Eng. Fract. Mech.* – 2006. – V. 73. P. 1581-1595.
183. Yang F. P., Kuang Z. B., Shlyannikov V. N. Fatigue crack growth for straight-fronted edge crack in a round bar // *Int. J. Fatigue.* - 2006. - V. 28. - P. 431 – 437.
184. Yarullin R., Ishtyryakov I. Fatigue surface crack growth in aluminum alloys under different temperatures // *Procedia Engineering.* – 2016. - V. 160. - P. 199–206.
185. Yarullin R. R., Zakharov A. P., Ishtyriakov I. S. Nonlinear fracture resistance parameters for cracked aircraft GTE compressor disk // *Procedia Structural Integrity.* – 2018. – V. 13. - P. 902-907.
186. Zhao J., Guo W., She C. The-plane and out-of-plane stress constraint factors and K-T-Tz description of stress field near border of semi-elliptical surface crack // *Int. J. Fatigue.* - 2007. - V. 29. - P. 435 – 443.
187. Zhu X. K., Chao Y. J. Characterization of constraint of fully plastic crack-tip fields in non-hardening materials by the three-term solution // *Int. J. Solid. Struct.* - 1999. – V. 36. - P. 4497-4517.



188. Zhuang W. Z. Prediction of Crack Growth from Bolt Holes in a Disk // *Int. J. Fatigue*. - 2000. - V. 22. - P. 241–250.